

Emílio Rudolfo Wrasse

**USINABILIDADE DE LIGA FERROSA AUTOLUBRIFICANTE
SINTERIZADA**

Dissertação submetida ao Programa de
Pós-Graduação em Engenharia
Mecânica da Universidade Federal de
Santa Catarina para a obtenção do Grau
de Mestre em Engenharia Mecânica.
Orientador: Prof. Rolf Bertrand
Schroeter, Dr. Eng.

Florianópolis 2017

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Wrasse, Emilio Rudolfo
USINABILIDADE DE LIGA FERROSA AUTOLUBRIFICANTE
SINTERIZADA / Emilio Rudolfo Wrasse ; orientador,
Rolf Bertrand Schroeter, 2017.
110 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de
Santa Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós
Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2017.

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Engenharia Mecânica. 3.
Compósito Autolubrificante. 4. Usinagem. 5.
Usinabilidade. I. Schroeter, Rolf Bertrand . II.
Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de
Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

Emílio Rudolfo Wrasse

USINABILIDADE DE LIGA FERROSA AUTOLUBRIFICANTE SINTERIZADA

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de “Mestre em Engenharia Mecânica”, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Florianópolis, 2 de Junho de 2017.

Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng.
Orientador

Prof. Jonny Carlos da Silva, Dr. Eng.
Coordenador do Curso

Banca Examinadora:

Prof. Fabio Antonio Xavier, Dr. Eng.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Milton Pereira, Dr. Eng.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Dr.-Ing. Walter Lindolfo Weingaertner
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Cristiano Binder, Dr. Eng.
Universidade Federal de Santa Catarina

Este trabalho é dedicado à minha
família e a todos que permaneceram ao
meu lado.

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Dr. Eng. Rolf Bertrand Schroeter, pela orientação, apoio, confiança e incentivo, meus sinceros agradecimentos.

Ao Professor Dr.-Ing. Walter Lindolfo Weingaertner, pelo apoio e sugestões para a realização deste trabalho.

Aos integrantes do Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP), em especial ao Felipe Gustavo Ebersbach e Janaina Geisler e demais integrantes Derek Carvalho, Jonathan Camargo, Theodor van Caspel, Mateus Siviero, Larissa Sirtuli, Michel Siqueira, Daniel Gonzalez, Clarianne Campos, Vinícius Borba, Michel Tavares, Thiago Dias, Thiago Wilvert, Tiago Sousa, João Lima, Fernando Bordin, Tahiriny Kafka, Claudio Silveira, Wei Lin, João Costa, Adriano Boaron, Ricardo Knoblauch, pela amizade e apoio.

Aos integrantes do Laboratório de Usinagem e Comando Numérico (USICON), Carlos Coelho, João Rovaris, Joe Schmitz e Valtair Garcez, pela ajuda.

Aos amigos que deram apoio de alguma forma, Jackeline Sousa, Gerônimo Amaral, Mariele Bonfante, Lucilene Campos, Lúcio Galvão, Danilo Saribeiro, Vando Lopes, Ghislaine Takashima, Déborah Tavares, um grande abraço a todos.

Ao Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP), Laboratório de Usinagem e Comando Numérico (USICON), Laboratório de Materiais (LABMAT) e Núcleo de Pesquisa em Materiais Cerâmicos e Compósitos (CERMAT), por disponibilizar a infraestrutura e dar suporte necessário para a realização deste trabalho.

À Universidade Federal de Santa Catarina, em especial ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, pela oportunidade.

À CNPq, pelo apoio financeiro através da concessão de bolsa de estudos.

Ao apoio financeiro do projeto do Laboratório de Prototipagem e Produção de Lotes Pilotos (LP³), que foi fundamental para a realização desse trabalho.

Aos meus pais, Rudolfo Wrasse e Vali Reips Wrasse, pelo apoio e incentivo constante a alcançar meus sonhos, mesmo em momentos difíceis, meus sinceros agradecimentos.

A todos que de alguma forma ajudaram, direta ou indiretamente, meu muito obrigado.

*A única maneira de fazer um ótimo
trabalho é amando aquilo que se faz.
(Steve Jobs)*

RESUMO

Nos últimos anos ocorreu um aumento significativo nas pesquisas relacionadas ao desenvolvimento de materiais que apresentem baixo coeficiente de atrito, principalmente por permitirem um aumento no tempo de vida dos componentes de máquinas-ferramentas e na redução do consumo de energia. Dentre todos os processos de fabricação, os processos de usinagem desempenham um papel de grande importância para a indústria metal-mecânica, sendo empregados na manufatura de muitos componentes para os mais variados segmentos industriais. No entanto, algumas dificuldades são encontradas na usinagem de materiais autolubrificantes, como por exemplo a alta taxa de deformação durante a usinagem, podendo obstruir os poros que contém o lubrificante sólido. Nesse contexto, o objetivo desta pesquisa é analisar as componentes da força de usinagem, os cavacos e o fator de recalque durante o torneamento externo longitudinal de um aço sinterizado autolubrificante de matriz metálica fabricado por duas rotas distintas de fabricação. Os ensaios foram realizados a seco em um torno CNC utilizando ferramentas de metal-duro da classe P20 com revestimento em $Ti(C,N) + Al_2O_3 + TiN$. As componentes da força de usinagem foram monitoradas através de uma plataforma piezelétrica da empresa Kistler Instrumente. Os parâmetros de corte variados foram a velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte. Independentemente dos parâmetros de corte analisados, a rota de fabricação dos aços autolubrificantes sinterizados influenciou significativamente na força de corte e na força de avanço. O aumento da velocidade de corte não apresentou um efeito significativo sobre a força de usinagem, para ambas as rotas de fabricação dos aços sinterizados. Porém, verificou-se que o aumento da profundidade de corte ou do avanço acarreta um aumento nas componentes da força de usinagem, independentemente da rota de fabricação dos materiais. Verificou-se também a influência dos parâmetros de corte sobre o tipo e a forma dos cavacos obtidos durante a usinagem. O tipo de cavaco obtido durante a usinagem manteve-se constante do tipo lamelar, entretanto, a forma variou com a variação dos parâmetros de corte nas formas de arco espiral e espiral. As rotas de fabricação dos aços, outro fator analisado, apresentou, também, influência significativa no fator de recalque do cavaco.

Palavras-chave: Usinagem. Material compósito autolubrificante. Força de usinagem. Cavacos. Fator de recalque.

ABSTRACT

In the last few years occurred a significant increase in the research of new materials with low friction coefficient, mainly because they allow an increase in the life cycle of equipment components and a decrease in energy consumption. Amidst all manufacturing process, machining process have a big role for the metal-mechanic industry. Being employed in the manufacturing of a big number of components in various industry fields. Although there some difficulties in the machining of self-lubricating materials, like the high deformation rate during the machining process, which can obstruct lubricating holding pores. In these context, this research objective is machining force components analysis, wear mechanisms, chip analysis and shear rate of external turning of a sintered self-lubricating steel of metal matrix. The tests were made without lubricating fluid in CNC turning machine using hard metal tools class P20 with $\text{Ti(C,N)} + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiN}$ coating. The force components were monitored by a piezoelectric platform from Kistler Instrumente Company. The cutting parameters tested were cutting speed, feed and cutting depth. Despite the cutting parameters tested, the manufacturing route of the sintered self-lubricating steels significant influenced in the cutting and feed forces. The increase in cutting speed didn't significant influence the machining force, for both sintered steels manufacturing routes. Although, could be seen that an increase in cutting depth or feed can increase the machining forces, despite materials manufacturing route. Also the influence of cutting parameters over tool wear mechanisms and type and chip shape were analyzed. The chip type produced was a constant, but the shape changed with the cutting parameters. The manufacturing routes also significant altered the shear rate.

Key words: Machining. Self-lubricating compound. Machining force. Chips. Shear rate.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Modelo ideal da microestrutura de um compósito autolubrificante.	30
Figura 2: Porosidade do material fabricado por (a) compactação simples (500 MPa) e (b) compactação dupla (500-700 MPa).	32
Figura 3: Usinagem de compósito de matriz metálica.	33
Figura 8: Torneamento cilíndrico longitudinal.....	38
Figura 5: Torneamento externo (A) interno (B).	39
Figura 6: Força de usinagem e suas componentes.....	40
Figura 7: Dependência das componentes da força de usinagem em relação a: (a) avanço, (b) velocidade de corte e (c) profundidade de corte, para processos de usinagem com ferramentas de geometria definida.	42
Figura 8: Influencia do raio de quina sobre as componentes da força de usinagem.	43
Figura 9: Diagrama do corte ortogonal.	45
Figura 10: Tipos de cavacos em relação à deformação.	46
Figura 11: Torno CNC de modelo Heynumat 10U.	49
Figura 12: Sistema de fixação com o contraponto.	50
Figura 13: Inserto TCMX 16 T3 08-WF 1515 e geometria do quebra-cavaco.....	50
Figura 14: Porta ferramenta STGCL 2020K 16 externo com fixação do inserto por parafuso.	51
Figura 15: Esquema de medição das componentes da força de usinagem para o torneamento.	52
Figura 16: Sinal típico da força de corte durante o torneamento de um corpo de provas.	54
Figura 17: Método utilizado para calcular 'b x h', da equação de Kienzle.	55
Figura 18: Microestrutura do material simples compactado (a) e do material duplo compactado (b).....	57
Figura 19: Principais características geométricas finais do corpo de prova.	58
Figura 20: Componentes da força de usinagem em dependência da velocidade de corte na faixa de 100 e 200 m/min, profundidade de corte de 1 mm e avanço fixos em de 0,2 mm.	62
Figura 21: Gráfico das componentes da força de usinagem em dependência da variação da profundidade de corte 0,5 e 1 mm e velocidade de corte e avanço fixos em 200 m/min e 0,2 mm.....	63

Figura 22: Influência da profundidade de corte e do raio de quina da ferramenta, sobre a força de avanço e força passiva (a) raio de quina menor que a profundidade de corte e (b) raio de quina maior que a profundidade de corte.	64
Figura 23: Gráfico das componentes da força de usinagem com a variação do avanço entre 0,1 e 0,2 mm e velocidade de corte e profundidade de corte de 200 m/min e 1mm.	65
Figura 36: Gráfico das componentes da força de usinagem, em dependência da variação da profundidade de corte de 0,5 e 1mm, mantendo a velocidade de corte e avanços fixos em 200 m/min e 0,2 mm.	68
Figura 37: Gráfico do efeito dos valores da força de usinagem para a velocidade de corte, profundidade de corte, avanço e as duas rotas de fabricação dos materiais.	69
Figura 26: Força específica de corte, (a) com a variação da profundidade de corte e (b) avanço.	70
Figura 27: Força específica de corte em função da relação entre o avanço e raio de quina f/r_ϕ	71
Figura 28: Cavacos do material simples compactado, para a velocidade de corte 100 m/min, profundidade de corte de 0,5 e 1 mm e avanço de 0,1 e 0,2 mm.	73
Figura 29: Forma dos cavacos do material duplo compactado, para a velocidade de corte 100 m/min, profundidade de corte de 0,5 e 1 mm e avanço de 0,1 e 0,2 mm.	74
Figura 30: Seção longitudinal de cavacos obtidos no torneamento (A) material simples compactado e (B) material duplo compactado, para a profundidade de corte de 1 mm, avanço de 0,2 mm para a velocidade de corte de 100 m/min.	75
Figura 31: Fator de recalque para o material simples compactado, com a variação da velocidade de corte e avanço.	76
Figura 32: Fator de recalque para o material duplo compactado, com a variação da velocidade de corte e avanço.	77
Figura 33: Gráfico de efeito dos parâmetros de corte e rota de fabricação sobre o fator de recalque.	78

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Valores de coeficiente de atrito de diferentes lubrificantes sólidos.	28
Tabela 2: Variação de produtos fabricados pela metalurgia do pó, incluindo cerâmicas especiais e produtos semiacabados, sendo produzidos a partir do pó.....	30
Tabela 4: Propriedades mecânicas em função da microestrutura do material.....	35
Tabela 5: Características técnicas da plataforma piezelétrica	51
Tabela 6: Dados técnicos do amplificador de carga Kistler de modelo 5011 e modelo 5006.	53
Tabela 7: Pós utilizados na fabricação das amostras.	56
Tabela 8: Composição da liga utilizada nos ensaios de torneamento....	56
Tabela 9: Parâmetros de corte empregados nos ensaios.....	59

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
CERMAT	Núcleo de Pesquisa em Materiais Cerâmicos e Compósitos
CNPq	Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico
CNC	Comando Numérico Computadorizado
CVD-MT	<i>Chemical Vapor Deposition – Middle Temperature</i>
EDS	Espectroscopia de raio X por dispersão em energia
<i>et al</i>	Mais de dois autores
IBAD	<i>Ion Beam Assisted Deposition</i>
GUMAL	Grupo de Usinagem de Materiais Autolubrificantes
HV	<i>Hardness Vickers</i>
LABMAT	Laboratório de Materiais
LMP	Laboratório de Mecânica de Precisão
LP ³	Laboratório de Prototipagem e Produção de Lotes Pilotos
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MMCs	<i>Metal Matrix Composite</i>
MDC	Material Duplo Compactado
MSC	Material Simples Compactado
MX2	Metais de Transição
OFHC	<i>Oxygen Free High Conductivity</i>
PCBN	Nitreto de boro cúbico policristalino
PCD	Diamante Policristalino
PVD	<i>Physical Vapor Deposition</i>
UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina
USICON	Laboratório de Usinagem e Comando Numérico UFSC
WF	<i>Wiper</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras maiúsculas:

Q	[C]	Carga elétrica
F _c	[N]	Força de corte
F _f	[N]	Força de avanço
F _p	[N]	Força passiva
F _u	[N]	Força de usinagem
KM	[mm]	Afastamento médio de cratera
KT	[mm]	Profundidade da cratera
pC	[pc]	Pico Coulomb
R _c	[-]	Grau de recalque
S	[-]	Escala
V	[volt]	Tensão elétrica
VB	[mm]	Desgaste de flanco

Letras minúsculas:

a _p	[mm]	Profundidade de corte axial
b	[mm]	Largura de corte
f	[mm/rev]	Avanço
h	[mm]	Espessura de corte
h'	[mm]	Espessura do cavaco
k _c	[N/mm ²]	Força específica
k _{c1.1}	[N/mm ²]	Força específica de corte
r _ε	[mm]	Raio de quina
v _c	[m/min]	Velocidade de corte
(1-mc)	[-]	Expoente de Kienzle para a força de corte

Letras gregas:

α	[graus]	Ângulo de incidência
β	[graus]	Ângulo de cunha
γ	[graus]	Ângulo de saída
ε	[graus]	Ângulo de quina
ε ₀	[MPa]	Grau de deformação na região de cisalhamento
ε ₁	[MPa]	Limite elástico
ε ₂	[MPa]	Limite de resistência
ε ₃	[MPa]	Limite de ruptura

λ	[graus]	Ângulo de inclinação
χ	[graus]	Ângulo de direção
κ_r^*	[graus]	Ângulo de direção do gume equivalente
τ	[Mpa]	Tensão de cisalhamento

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	25
2 ESTADO DA ARTE.....	27
2.1 LUBRIFICANTES SÓLIDOS	27
2.1.1 Compósitos Autolubrificantes de Matriz Metálica.....	29
2.2 USINABILIDADE DOS AÇOS.....	32
2.2.1 Fatores Influentes na Usinabilidade	34
2.3 PROCESSO DE TORNEAMENTO	38
2.4 FORÇA DE USINAGEM.....	39
2.5 FORMAÇÃO DE CAVACOS	44
3 MATERIAIS E METÓDOS.....	49
3.1 PROCESSO DE TORNEAMENTO	49
3.1.1 Máquina-ferramenta	49
3.1.2 Sistema de Fixação.....	50
3.2 FERRAMENTA DE CORTE.....	50
3.3 SISTEMA DE MEDIÇÃO DE FORÇA	51
3.3.1 Plataforma Piezelétrica e Amplificadores de Carga.....	52
3.4 ANÁLISE DOS SINAIS DA FORÇA DE USINAGEM	53
3.5 MEDIÇÃO DA ESPESSURA DOS CAVACOS	55
3.6 MATERIAL ENSAIADO	56
3.6.1 Corpo de Prova.....	58
3.7 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	58
4 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	61
4.1 FORÇA DE USINAGEM.....	61
4.1.1 Material Simples Compactado	61
4.1.2 Material Duplo Compactado	66
4.1.3 Força Específica	70
4.2 ANÁLISE DOS CAVACOS	72
4.2.1 Tipo e Forma dos Cavacos	72
4.2.2 Fator de Recalque.....	76
5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	81
5.1 CONCLUSÕES.....	81
5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	83
REFERÊNCIAS	85
APÊNDICE A - TESTE DE HIPÓTESE DO MATERIAL SIMPLES COMPACTADO	91
APÊNDICE B - GRÁFICOS DAS COMPONENTES DA FORÇA DE USINAGEM, COM A VARIAÇÃO DA VELOCIDADE DE CORTE, PROFUNDIDADE DE CORTE E AVANÇO, PARA O MATERIAL SIMPLES COMPACTADO.....	93

APÊNDICE C - GRÁFICOS DAS COMPONENTES DA FORÇA DE USINAGEM, COM A VARIAÇÃO DA VELOCIDADE DE CORTE, PROFUNDIDADE DE CORTE E AVANÇO, PARA O MATERIAL DUPLO COMPACTADO.	98
APÊNDICE D – TESTE DE HIPÓTESE DO MATERIAL DUPLO COMPACTADO	105
APÊNDICE E – TESTE DE HIPÓTESE DA FORÇA DE USINAGEM PARA OS DOIS MATERIAIS	107
APÊNDICE F – TIPOS E FORMAS DOS CAVACOS COM A VARIAÇÃO DOS PARÂMETROS DE CORTE E ROTAS DE FABRICAÇÃO DO MATERIAL.....	109

1 INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas, avanços tecnológicos vêm surgindo no desenvolvimento de novos materiais. Dentre estes novos materiais, destacam-se no setor industrial os compósitos autolubrificantes de matriz metálica. Os compósitos autolubrificantes de matriz metálica estão sendo introduzidos em diversos setores industriais, devido aos mesmos possuírem partículas lubrificantes em seu volume, responsáveis pela lubrificação durante sua utilização e também por apresentarem um baixo coeficiente de atrito. Devido ao baixo coeficiente de atrito os compósitos podem substituir parcialmente ou totalmente a lubrificação por óleos ou graxas, eliminando assim gastos de armazenagem e tratamento destes resíduos quando substituídos.

Na lubrificação de compressores herméticos, onde se utiliza a lubrificação hidrodinâmica, podem ocorrer alguns defeitos nos ciclos iniciais de trabalho, dentre os quais destaca-se a não lubrificação dos componentes. Estas falhas na lubrificação nos ciclos iniciais levam a um aumento de atrito e a um desgaste excessivo nos componentes [1]. Uma solução que vem sendo estudada é a aplicação de materiais autolubrificantes, com vistas a resolver o problema da instabilidade da lubrificação hidrodinâmica no início do ciclo e estudos vem sendo realizados objetivando a eliminação completa da lubrificação hidrodinâmica e substituindo-a por lubrificação sólida

Uma característica de alta relevância é o baixo coeficiente de atrito que a lubrificação sólida apresenta. Devido a este baixo coeficiente de atrito, em condições ideais de trabalho o consumo de energia em equipamentos que utilizam este tipo de lubrificação geralmente cai [2, 3, 4]. Outra característica da lubrificação sólida é que a mesma pode ser usada simultaneamente com a lubrificação de óleos e graxas, como por exemplo em componentes de compressores herméticos.

Para as indústrias do setor metal-mecânico, os processos de fabricação apresentam uma importância fundamental, no que diz respeito ao desenvolvimento tecnológico e econômico. De acordo com Walker [5], a maior parte dos produtos fabricados em indústrias apresenta na sua fabricação operações de usinagem. Segundo Trent [6], 10% das peças produzidas por usinagem são transformados em cavacos, o que representa 15% do valor dos produtos fabricados nos países industrializados. Entre todos os processos de usinagem, o torneamento ganha destaque devido à facilidade de obtenção de peças cilíndricas, entre outras geometrias.

Um aspecto interessante de ser estudado é a usinabilidade dos materiais. De acordo com König e Klocke [7], através dos critérios de

usinabilidade de um material (vida da ferramenta, força de usinagem, formação de cavaco e qualidade de superfície, entre outros), são determinados vários fatores, como por exemplo o comportamento de desgaste da ferramenta, dimensionamento da máquina-ferramenta, desenvolvimento de novas geometrias e materiais de ferramentas de corte, consumo de energia, entre outros fatores. No caso da usinagem de ligas autolubrificantes, o estudo das componentes da força de usinagem serve também para prever as deformações provenientes do processo, as quais interferem no comportamento de lubrificação das superfícies obtidas, devido à obstrução das partículas de lubrificantes sólidos.

O presente trabalho faz parte do Grupo de Pesquisa em Usinagem Materiais Autolubrificantes Sinterizados de Matriz Metálica (GUMAL) do Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP) da Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC). O trabalho foi desenvolvido no escopo de um projeto de parceria com uma empresa do ramo metal-mecânico, que tem como objetivo desenvolver novos materiais metálicos, viabilizando a sustentabilidade e o aumento da eficiência energética de compressores. Os demais trabalhos realizados pelo grupo de pesquisa que serão apresentados, tratam sobre os aspectos da textura e integridade da superfície usinada e sobre os aspectos tribológicos da superfície, após o processo de usinagem.

O objetivo principal deste trabalho é analisar os esforços durante o torneamento longitudinal externo de materiais autolubrificantes de matriz metálica com duas rotas distintas de fabricação (simples compactação e dupla compactação). Compararam-se, então, as componentes da força de usinagem e a força específica de corte para diferentes combinações de parâmetros de corte. Verificou-se a forma e o tipo de cavaco formado durante a usinagem dos ensaios, como também foi calculado o fator de recalque para os dois materiais.

2 ESTADO DA ARTE

O objetivo deste capítulo é abordar as características referentes ao torneamento de materiais compósitos autolubrificantes de matriz metálica. Assim, serão discutidas as características dos materiais compósitos de matriz metálica e do processo de torneamento, será realizada uma revisão das componentes da força de usinagem e do fator de recalque do cavaco formado.

2.1 LUBRIFICANTES SÓLIDOS

A lubrificação sólida, também chamada de lubrificação a seco, vem ganhando espaço no setor industrial. Este tipo de lubrificação se assemelha muito à lubrificação realizada por óleos ou graxas, onde é criada uma camada de lubrificante que impede o contato entre as superfícies. Os lubrificantes sólidos apresentam duas características predominantes, que são de suma importância para um sistema de lubrificação, sendo elas o baixo coeficiente de atrito e a baixa compressão molecular [2]. Dentre os principais tipos de lubrificantes sólidos utilizados são citados a grafita, o dissulfeto de molibdênio (MoS_2), o dissulfeto de tungstênio (WS_2), politetrafluoretileno (PTFE) e o nitreto de boro hexagonal (h-BN) [2, 8, 9, 10, 11].

Os lubrificantes sólidos podem ser depositados em camadas nas superfícies em contato ou encontrados distribuídos no volume do material. No processo de deposição de camadas, os principais processos utilizados são a deposição física a vapor (PVD), a deposição química a vapor (CVD) e a deposição por feixe de íons (IBAD). No processo de fabricação, no qual o material lubrificante está localizado no volume do compósito, o principal processo é a mistura de pós (conforme a composição do material). Posteriormente é realizado o processo de compactação ou moldagem por injeção e finalmente ocorre o processo de sinterização [2].

O atrito ocorre devido ao contato entre duas superfícies em movimento relativo, sendo um fenômeno extremamente complexo e associado a uma variedade de diferentes processos químicos, físicos e mecânicos [12]. De acordo com a Tabela 1, verificam-se vários tipos de lubrificantes sólidos, com seus respectivos coeficientes de atrito. Observa-se que existe uma variação muito grande dos valores de coeficiente de atrito, o qual é afetado pelo ambiente, condição e/ou configuração do material utilizado. A temperatura do ambiente e o tipo do material do contra corpo podem também influenciar um sistema

tribológico contendo lubrificante sólido. A variação, por exemplo, do coeficiente de atrito do MoS_2 (0,002 a 0,25) é decorrente de vários fatores como a microestrutura do revestimento, o tipo de processo que foi utilizado para revestir a superfície, a composição química do revestimento, a atmosfera de trabalho, a temperatura de trabalho, a espessura do revestimento, a estequiometria e a pureza do tipo de revestimento que afetam suas propriedades [13].

Tabela 1: Valores de coeficiente de atrito de diferentes lubrificantes sólidos.

Classificação	Exemplo de materiais	Típica variação do coeficiente de atrito
Sólidos Lamelares	MoS_2 HBN Grafite H_3BO_3 (ácido bórico) GaSe, GaS, SnSe	0,002-0,25 0,150-0,7 0,07-0,5 0,02-0,2 0,15-0,25
Metais Moles	Ag Pb Au	0,2-0,35 0,15-0,2 0,2-0,3
Misturas de Óxidos	$\text{CuO-Re}_2\text{O}_7$ CuO-MoO_3 NiO-MoO_3	0,3-0,1 0,35-0,2 0,3-0,2
Óxidos	B_2O_3 TiO_2 ZnO	0,15-0,6 0,1 0,1-0,6

FONTE: Adaptados de Erdemir [13].

A maioria dos lubrificantes sólidos deve sua capacidade de lubrificação a uma estrutura lamelar ou a sua estrutura cristalina sob camadas. Estes lubrificantes sólidos que estão distribuídos em uma estrutura cristalina sob camadas são, por exemplo, o grafite, o nitreto de boro hexagonal, o ácido bórico e os metais de transição MX_2 (em que M é molibdênio, tungstênio ou nióbio e X é enxofre, selênio ou telúrio) [13].

Além disto, embora os lubrificantes sólidos apresentem um coeficiente de atrito baixo (na ordem de 0,04 – 0,25), eles não apresentam

um coeficiente de atrito mais baixo do que os lubrificantes hidrodinâmicos, que estão na ordem de 0,001 a 0,003 [14].

2.1.1 Compósitos Autolubrificantes de Matriz Metálica

Os materiais compósitos são formados por dois ou mais materiais que resultam em propriedades que não poderiam ser obtidas a partir de um material apenas. Um dos materiais atua como matriz e os outros constituintes atuam como materiais que irão realçar as propriedades mecânicas do compósito.

Estes materiais que realçam as propriedades dos compósitos são chamados de reforço ou fibras (como por exemplo, a grafita e as fibras metálicas). A importância do material da matriz é no sentido de fornecer a proteção ou distribuir a tensão do material de reforço e proporcionar a forma final da peça. As funções que o material de reforço desempenha são praticamente duas: fornecer maior dureza para os compósitos; e reforçar a liga em direções preferenciais.

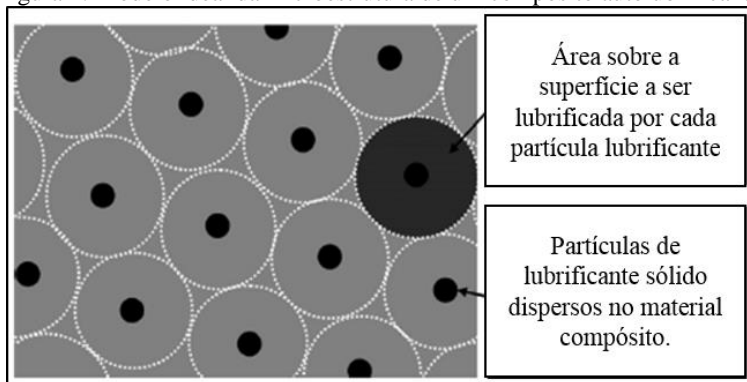
As propriedades de um material compósito dependem da natureza do reforço e da matriz, e os materiais compósitos são classificados de três formas distintas: materiais compósitos de matriz metálica, de matriz cerâmica e de matriz polimérica [3].

Compósitos de matriz metálica (MMCs) possuem muitas vantagens sobre os materiais monofásicos, as quais incluem boa resistência ao desgaste, maior condutividade térmica e, se relacionados aos materiais cerâmicos, baixo coeficiente de dilatação térmica, entre outros.

No domínio da resistência ao desgaste, é usual aplicar um lubrificante para reduzir o desgaste. No entanto, algumas peças são de difícil acesso, tornando-se difícil a aplicação do lubrificante líquido, então se torna interessante a aplicação destes compósitos, evitando-se assim trocas frequentes de componentes mecânicos.

Materiais autolubrificantes contêm um ou mais componentes lubrificantes em seu volume, que são liberados automaticamente durante o processo de desgaste. Na Figura 1 mostra-se uma microestrutura ideal de um compósito autolubrificante. A microestrutura deve apresentar uma matriz contínua contendo regularmente partículas dispersas de lubrificantes sólidos na matriz [11, 15].

Figura 1: Modelo ideal da microestrutura de um composto autolubrificante.



FONTE: Adaptado de Hammes *et al.* [15].

Os principais processos de fabricação utilizados para produzir estes compostos autolubrificantes é a moldagem de pós por injeção, a compactação de pós e posteriormente ocorre o processo de sinterização. Dentro do processo de compactação de pós ainda pode-se dividir em duas rotas, sendo uma por simples compactação e a outra por dupla compactação [2, 16]. A Tabela 2 mostra as rotas de simples compactação e dupla compactação.

Tabela 2: Variação de produtos fabricados pela metalurgia do pó, incluindo cerâmicas especiais e produtos semiacabados, sendo produzidos a partir do pó.

Simple processo de sinterização	Duplo processo de sinterização
Compactação	1º Compactação.
Pré-sinterização (remoção do lubrificante).	1º sinterização.
Sinterização	2º compactação e 2º sinterização.
Dimensional.	Dimensional.

FONTE: Adaptado de Thümmeler e Oberacker [17].

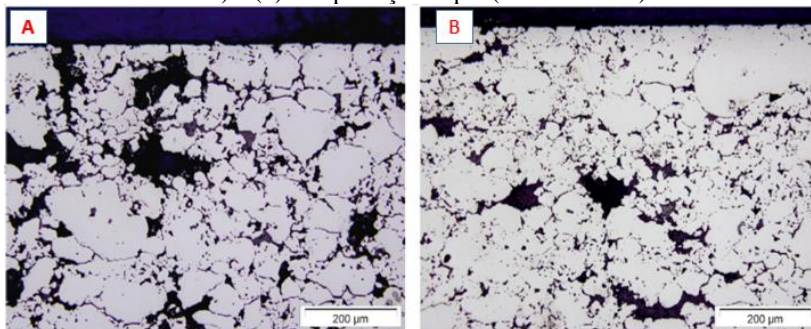
O processo de simples compactação consiste em compactar o material (pó), e posteriormente é realizado o processo de sinterização. Já no processo de dupla compactação, ocorre uma primeira compactação do material, posteriormente uma pré-sinterização, e em seguida ocorre novamente uma compactação do material e uma sinterização final [17].

Hammes *et al.* [15] avaliaram o efeito da pressão de compactação em compostos autolubrificantes sinterizados. A matriz que foi avaliada

na pesquisa era composta pelos seguintes elementos químicos Fe + 1,5%Mo + 1%Si + 0,8%C (% em massa) e adicionado em seu volume o lubrificante sólido 2,5%C + 5%h-BN (% em volume). Após a mistura, o material foi submetido a compactação, com duas pressões distintas, duas compactações simples 500 MPa e 700 MPa e uma dupla compactação de 500-700 MPa. A sinterização do material simples compactado ocorreu em reator plasma híbrido a uma temperatura de 1125°C durante 1h. Já o material duplo compactado, primeiramente sofreu uma compactação de 500MPa e uma pré-sinterização durante 30 minutos a uma temperatura de 700°C no mesmo reator. Após as amostras resfriarem, o material sofreu uma segunda compactação com uma pressão de 700MPa e foi novamente sinterizado com os mesmos parâmetros do simples compactado. Os autores afirmam que a rota de fabricação teve uma influência significativa na resistência do material e nas propriedades mecânicas. Comparando as rotas de fabricação dos materiais, os autores verificaram um aumento na resistência a tração em torno de 80% para o material duplo compactado, se comparado ao material que possui à rota de fabricação simples (500 MPa).

Hammes [16] desenvolveu aços sinterizados a seco via compactação de pós, com elevada resistência mecânica, variando a pressão de compactação (simples e dupla compactação). O lubrificante sólido introduzido no volume da matriz possuía a quantidade de volume de 5%C + 5%h-BN. A matriz metálica possuía os seguintes elementos químicos, Fe + 1,5%Mo + 1%Si + 0,8%C, a resistência à tração máxima aproximadamente 450 MPa e dureza em torno de 250 HB. A Figura 2 apresenta a variação da porosidade do material, que possui uma compactação apenas (A), com um material que sofreu dupla compactação (B). Nota-se que os resultados obtidos foram favoráveis, devido ao aumento da resistência mecânica em função da rota de fabricação e uma redução da porosidade do material (em torno de 32% na compactação dupla se comparado com a simples).

Figura 2: Porosidade do material fabricado por (a) compactação simples (500 MPa) e (b) compactação dupla (500-700 MPa).



FONTE: Adaptado de Hammes *et al.* [16].

2.2 USINABILIDADE DOS AÇOS

A usinabilidade de um material é definida como uma grandeza tecnológica, que expressa por meio de um valor numérico comparativo ou através de um conjunto de propriedades de usinagem de um material, em relação a outro tomado como padrão.

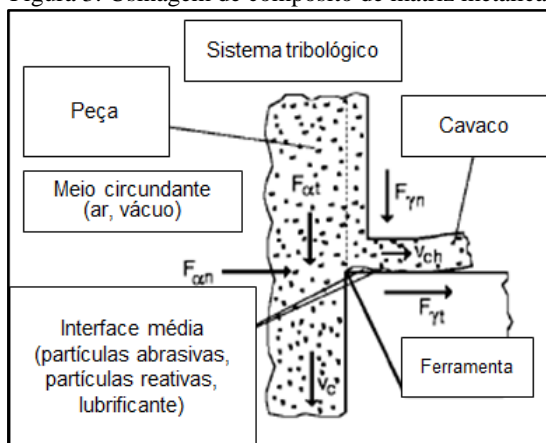
Geralmente é estabelecida através da vida da ferramenta, acabamento da superfície usinada, força de usinagem e a formação dos cavacos. Além dos fatores relacionados às propriedades do material, a usinabilidade também é influenciada pela rigidez da máquina-ferramenta, condições de usinagem, características da ferramenta de corte, sistema de fixação da peça e do tipo de operação empregada [7, 6, 8, 18, 19,20].

Os principais elementos que são encontrados em um compósito autolubrificante de matriz metálica são Al, Cu, Pb, Ag, Fe e Ni, entre outros elementos [21]. Alguns materiais ferrosos também apresentam em seu volume partículas de lubrificantes sólidos, como é o caso do ferro fundido cinzento.

O ferro fundido cinzento apresenta boas características para a usinagem, como baixa força de corte e produção de cavacos arrancados devido à descontinuidade da matriz proporcionada pela alta taxa de grafita encontrada no interior do material bem como devido a indeformabilidade de seus constituintes metálicos (carboneto de ferro) [22].

A Figura 3, mostra esquematicamente a usinagem de um compósito de matriz metálica. Os pontos distribuídos na matriz representam as inclusões e a linha tracejada mostra a linha de corte. A ação das partículas sobre a ferramenta de corte é a principal razão para o desgaste acontecer, ou não.

Figura 3: Usinagem de compósito de matriz metálica.



FONTE: Adaptado de Weinter [23].

A ferramenta de corte, conforme representada na Figura 7, sofre danos mecânicos e térmicos. Os danos mecânicos são provenientes da abrasão causada pelo contato das superfícies da ferramenta com carbonetos ou partículas duras e as altas solicitações dinâmicas são causadas pelo mecanismo de formação do cavaco.

Os danos térmicos provocados na ferramenta durante a usinagem do material compósito variam a temperatura na região de corte. A quantidade de calor gerada no processo de usinagem diminui com o aumento da velocidade de corte e diminui com o aumento da secção de usinagem. Um aumento da velocidade de corte muda substancialmente a distribuição do calor na região de formação do cavaco, fazendo com que o calor que se dissipa no componente em baixas velocidades, passa a ser transportado para o cavaco, fazendo com que a temperatura na raiz do cavaco aumente.

Além disto, nas superfícies de contato entre o cavaco e a ferramenta e a superfície de corte com o flanco da ferramenta aumenta geometricamente com a velocidade de corte provocando a mudança dos mecanismos de desgaste de mecanismos puramente mecânicos para mecanismos acionados pela ação da temperatura mais elevada. Um aumento da secção de usinagem (principalmente da espessura de usinagem) faz com que o calor gerado pela deformação plástica seja melhor aproveitado na secção de usinagem (a superfície de dissipação aumenta linearmente, ao passo que a secção de usinagem aumenta com o

quadrado das dimensões), levando a um aumento da temperatura média na região de deformação primária da raiz do cavaco, levando à diminuição da resistência do material, reduzindo desta forma a resistência mecânica [3].

2.2.1 Fatores Influentes na Usinabilidade

Segundo König e Klocke [7], a usinabilidade de um aço é determinada por sua estrutura e suas propriedades mecânicas, principalmente dureza e tenacidade. As propriedades mecânicas de um aço são alteradas de acordo com sua microestrutura, o teor de carbono e elementos de liga.

➤ Microestrutura do material

A porcentagem de carbono numa liga de ferro, os elementos de liga e os tratamentos térmicos influenciam a sua usinagem. A Tabela 4 mostra os principais constituintes encontrados na microestrutura de um aço. A dureza e a resistência mecânica estão diretamente relacionadas entre si, ou seja, quanto maior a dureza da liga maior será sua resistência mecânica. Entretanto, o aço terá menor tenacidade devido ao aumento da resistência mecânica, tornando-o mais frágil.

A ferrita possui baixa dureza e resistência mecânica. E um percentual de 0,08% de carbono, a matriz de um aço é totalmente ferrítica. A usinagem de um aço ferrítico leva a menor força de usinagem e consequentemente maior tempo de vida das ferramentas. Devido à ferrita ter forte tendência de aderir na ferramenta, ocorre com maior frequência a formação de gume postigo na ferramenta de corte. A ferrita também apresenta alta deformabilidade, proporcionando cavacos longos em forma de fita (representa um corte mais estável com menor rugosidade na direção da velocidade de corte), o que pode danificar a ferramenta de corte e influenciar na qualidade da superfície obtida após o processo de usinagem. Uma característica marcante do material que apresenta em sua microestrutura muita ferrita, são as rebarbas deixadas na peça após o processo de usinagem [19].

Tabela 3: Propriedades mecânicas em função da microestrutura do material.

Microestrutura	Dureza (HV10)	Resistência Mecânica ($R_m - N/mm^2$)	Alongamento (Z - %)
Ferrita	80 – 90	200 - 300	70 – 80%
Perlita	210	700	48
Cementita	>1100	-	-
Austenita	180	530 - 750	50
Bainita	300 - 600	800 - 1100	-
Martensita	900	1380 - 3000	-

FONTE: Adaptado de König e Klocke [7] e Klocke [18].

A perlita é a mistura eutética de ferrita e cementita contendo 0,8% de carbono. A partir de um teor de 0,08% de carbono, este não é mais dissolvido na ferrita e passa a formar cementita combinando o ferro com o carbono. A perlita se apresenta na forma de lamelas intercalando ferrita e cementita. Até um teor de 0,8 % de carbono na amostra de ferro tem-se uma matriz ferrítica, com teor crescente de cementita. Em 0,8% de carbono 100% da microestrutura é perlítica. A matriz perlítica apresenta maior dureza e resistência mecânica quando comparada à ferrita, aumentando assim a força de usinagem, o que acelera o desgaste da ferramenta, devido a matriz ser mais dura. Ao contrário de uma microestrutura ferrítica, a perlita tem tendência de apresentar menos adesão de material e, por consequência, há uma menor probabilidade de ocorrer gume postiço. Com a melhoria das propriedades mecânicas, a perlita apresenta uma melhor formação de cavaco, melhorando a qualidade da superfície e reduzindo a formação de rebarba na peça final [6, 7, 18, 19].

O Carboneto de ferro, a cementita, apresenta uma elevada dureza, é frágil e pouco deformável. Acima de 0,8 % de carbono no aço a cementita, além da sua participação na perlita, se apresenta de forma livre na estrutura do aço. Com o aumento gradual da cementita livre na estrutura do aço a usinabilidade piora. Um material que apresenta em sua matriz praticamente só cementita apresenta uma pior usinabilidade [7, 18]. Segundo Callister [21], variando a quantidade de carbono na liga, o carboneto de ferro pode estar solubilizado pela perlita ou em forma livre, modificando assim consideravelmente as propriedades mecânicas do aço e também variando a sua usinabilidade.

A austenita apresenta uma resistência mecânica e dureza menor em comparação à perlita. A elevada deformabilidade da matriz austenítica faz

com que os cavacos durante a usinagem fiquem mais longos, a qualidade da superfície da peça piora, aumentando a tendência de formar rebarba e gume postiço na ferramenta de corte. A matriz austenítica proporciona uma redução das propriedades mecânicas e como consequência menores forças de usinagem. Entretanto a baixa condutividade térmica da austenita aumenta a temperatura na região de corte, o que dificulta a dissipação do calor gerado pelo processo, aumentando a temperatura sobre a ferramenta [24, 25, 26].

A microestrutura bainítica resulta do processo de tratamento térmico de austêmpera. A bainita apresenta uma resistência mecânica e uma dureza maior que a perlita, ferrita e austenita, o que significa que os esforços durante o processo são maiores e, como consequência, o desgaste da ferramenta ocorre mais rapidamente. Entretanto, a formação de cavacos de um material que apresenta microestrutura bainítica é boa e, portanto, a qualidade de superfície também é melhorada devido à menor deformabilidade do material [21, 27].

A martensita é encontrada em que sofreram tratamento térmico de têmpera, possuindo uma resistência mecânica superior às demais microestruturas apresentadas na Tabela 4. A dureza da martensita é inferior à dureza da cementita. A martensita apresenta baixa tenacidade e é frágil. As ferramentas de corte empregadas na usinagem desta microestrutura são submetidas a elevadas forças durante o processo de corte e elevadas temperaturas.

➤ Teor de carbono

Os aços podem ser classificados quanto à porcentagem de carbono encontrada na microestrutura do material. Quando um aço possui uma porcentagem de até 0,25%C de carbono, ele é considerado com um aço de baixo teor de carbono. Os aços que são classificados como médio teor de carbono possuem variação em 0,25%C a 0,6%C e de alto teor de carbono, entre 0,6%C e 1,4% [21, 27].

Os aços com baixo teor de carbono apresentam em sua microestrutura ferrita livre em grandes quantidades [21, 27]. Em decorrência da elevada deformabilidade destes aços, a rugosidade da superfície usinada é alta, devido à formação de gume postiço na ferramenta de corte (utilizando-se baixa velocidade de corte). Uma solução encontrada para minimizar a adesão de material é o uso de fluido de corte para lubrificar a região de corte [7, 18, 20].

Os aços que possuem 0,08% de carbono tem em sua microestrutura basicamente ferrita. Aços que possuem 0,08%C a 0,8%C possuem em sua

microestrutura ferrita mais perlita. Acima de 0,8%C, os aços possuem em sua microestrutura perlita + cementita. Isto leva a uma melhora das propriedades mecânicas, interferindo diretamente na usinabilidade do material. Nestes aços, durante a usinagem a ferramenta de corte sofre maiores esforços para cortar o material, acarretando assim um maior desgaste da ferramenta e diminuindo o tempo de vida [7,18].

➤ Elementos de liga

Segundo Chiaverini [27] os elementos de liga são introduzidos nos aços-carbono para se conseguir: 1) aumentar a dureza e a resistência mecânica; 2) conferir resistência uniforme através de toda seção em peças de grande dimensão; 3) poder diminuir o peso da peça devido ao aumento da resistência mecânica; 4) aumentar a resistência à corrosão; 5) aumentar a resistência ao calor; 6) aumentar a resistência ao desgaste; 7) aumentar a capacidade de corte; e 8) melhorar as propriedades elétricas e magnéticas.

As características mecânicas melhoradas pela adição dos elementos de liga, no entanto levam a uma maior dificuldade em se proceder a usinagem. König e Klocke [7] e Klocke [18] mencionam que elementos de liga podem influenciar positivamente ou negativamente na usinabilidade de aços através da modificação da estrutura, ou através da formação de inclusões abrasivas ou lubrificantes. Os elementos químicos mais importantes para os autores são o manganês (Mn), cromo (Cr), molibdênio (Mo), tungstênio (W), níquel (Ni), silício (Si), fósforo (P), titânio (Ti), vanádio (V), enxofre (S) e chumbo (Pb). (A liga do aço estudado apresenta níquel (Ni) e silício (Si) em sua composição.

A liga estudada no presente trabalho apresenta em sua composição química os elementos níquel e silício.

Com a adição de níquel na microestrutura de um aço a tenacidade aumenta. O níquel em baixas temperaturas tende a aumentar sua tenacidade, assim podendo variar sua usinabilidade. Aços do tipo austenítico, que apresentam altos teores de níquel, tendem a piorar sua usinabilidade [6, 18, 19].

O aumento da resistência da ferrita acontece com a adição de silício na microestrutura. Mas se o silício reagir com o oxigênio e não houver elementos desoxidantes na microestrutura da liga, pode formar inclusões duras de óxido de silício, também conhecido como silicato. Como consequência desta formação de inclusões de óxido de silício, a ferramenta de corte exerce um esforço maior, proporcionando um aumento no desgaste da ferramenta de corte [28].

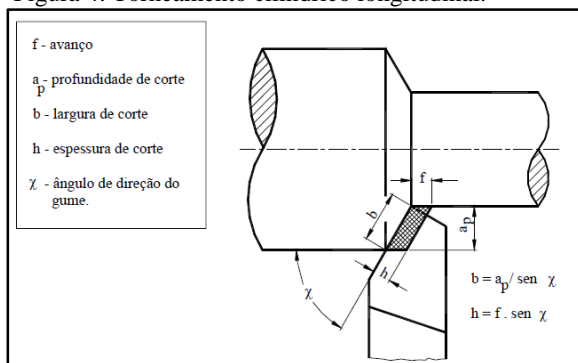
Segundo König e Klocke [19] os elementos químicos que são adicionados na desoxidação de aços podem formar inclusões não-metálicas, como por exemplo o alumínio e silício. Estas inclusões são duras e não-deformáveis, como o óxido de alumínio e óxido de silício, as quais respectivamente pioram a usinabilidade do material, principalmente quando encontrados em grandes quantidades ou em forma de lamelas. Uma escolha adequada do elemento desoxidante pode ajudar na usinabilidade do aço, sendo que um exemplo é a desoxidação por cálcio-silício ou ferro-silício, que forma uma camada protetora óxida no gume da ferramenta de corte.

2.3 PROCESSO DE TORNEAMENTO

O torneamento é um processo mecânico de usinagem, com o principal propósito de obter superfícies de revolução com o auxílio de uma ou mais ferramentas monocortantes [8].

A característica principal do processo de torneamento é o corte contínuo. A peça executa o movimento rotativo, ao passo que a ferramenta executa o movimento de avanço, e devido à interferência da ferramenta com a peça é formado o cavaco. Na Figura 8 observa-se de forma esquemática o torneamento cilíndrico longitudinal de uma peça com suas principais grandezas de corte [20, 29, 30].

Figura 4: Torneamento cilíndrico longitudinal.

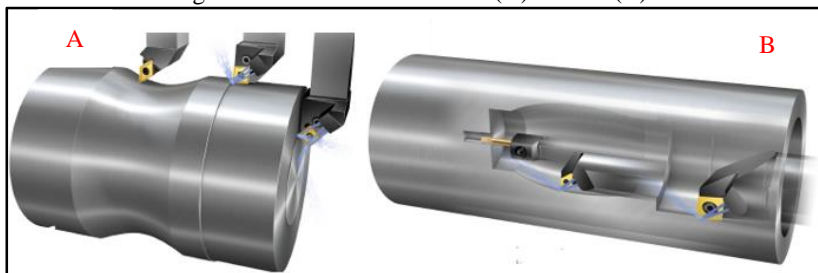


FONTE: König e Klocke [7].

O torneamento tem como principal objetivo produzir componentes com superfícies de revolução externas e internas, cilíndricas, planas, cônicas e de forma livre. O torneamento pode ser dividido em dois tipos de torneamento, que são o torneamento externo e o torneamento interno.

Na Figura 5 (A) está exemplificado o torneamento externo e na Figura 9 (B) o torneamento interno. Outras operações se destacam ainda no processo de torneamento, são o faceamento, o sangramento, o rosqueamento, entre outros.

Figura 5: Torneamento externo (A) interno (B).



FONTE: Sandvik Coromant [31].

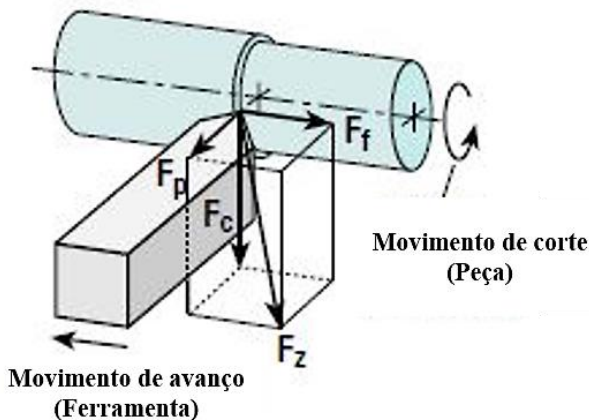
2.4 FORÇA DE USINAGEM

De acordo com König e Klocke [7], a força de usinagem é a ação da peça sobre a ferramenta. A força de usinagem é decorrente de fatores que irão influenciar no resultado final. Entre estes fatores destacam-se os parâmetros de corte, o material da peça, a geometria da ferramenta, o material da ferramenta, o desgaste da ferramenta e o meio lubrificarrefrigerante utilizado [8].

O conhecimento da força de usinagem é necessário no desenvolvimento de máquinas-ferramentas, determinação dos parâmetros de corte que serão utilizados para a fabricação de peças, permite estimar a precisão da peça a ser usinada, determina a formação do cavaco e os mecanismos de desgaste que ferramenta de corte irá sofrer [6, 7, 18, 29, 32, 33].

Segundo König e Klocke [7], a força de usinagem (F_u) representa a resistência do material da peça à penetração do gume da ferramenta de corte. A força de usinagem pode ser decomposta num sistema de coordenadas de interesse específico. A decomposição mais frequente é a decomposição segundo o sistema de coordenadas da máquina ferramenta: a força de corte (F_c), a força de avanço (F_f) e a força passiva (F_p), Figura 6.

Figura 6: Força de usinagem e suas componentes.



F_z : Força resultante
 F_f : Força de avanço

F_c : Força de corte
 F_p : Força passiva

FONTE: Adaptado de DIN 6584 [34].

A força de corte (F_c), também denominada de força principal de corte, é a força de projeção da força de usinagem na direção de corte. A força de avanço (F_f) é a projeção da força de usinagem na direção do avanço da ferramenta. E por fim a força passiva (F_p) é a força de reação do material a ser usinado na direção normal às duas primeiras componentes. [7, 18]

A força de usinagem pode ser calculada através da Equação 1, que utiliza a força de corte, avanço e passiva.

$$F_z = \sqrt{F_c^2 + F_f^2 + F_p^2} \quad (1)$$

Onde:

F_z : Força de usinagem [N];

F_c : Força de corte [N];

F_f : Força de avanço [N];

F_p : Força passiva [N].

Normalmente a força de corte é a maior componente entre as três componentes da força de usinagem, Dispondo-se da Pressão específica de corte e do expoente de variação da pressão de corte como função da espessura de usinagem, a força de corte pode ser calculada para uma seção de usinagem qualquer pela Equação 2, proposta por Kienzle.

$$F_c = k_{c1.1} \cdot b \cdot h^{(1-m_c)} \quad (2)$$

Onde:

F_c : Força de corte [N];

$k_{c1.1}$: Força específica de corte [N/mm²];

b : Largura de corte [mm];

h : Espessura de corte [mm];

$(1-m_c)$: Expoente para a espessura de usinagem na equação de Kienzle.

A força de corte multiplicada pela velocidade de corte nos fornece a potência de corte. A força de avanço e a força passiva são obtidas de forma semelhante, Equação 3 e a força passiva pela Equação 4,.

$$F_f = k_{f1.1} \cdot b \cdot h^{(1-m_f)} \quad (3)$$

$$F_p = k_{p1.1} \cdot b \cdot h^{(1-m_p)} \quad (4)$$

Onde:

F_p : Força de avanço[N];

F_f : Força passiva [N];

$K_{p1.1}$; Força específica passiva [N/mm²]

$K_{f1.1}$: Força específica de avanço [N/mm²];

b : Largura de corte [mm];

h : Espessura de corte [mm];

$(1-m_p)$: Expoente da equação de Kienzle;

$(1-m_f)$: Expoente da equação de Kienzle.

A força passiva é responsável pelas deformações no material usinado e da ferramenta de corte durante o processo, o que influencia diretamente no aspecto dimensional e na forma final da peça usinada [18, 19, 20].

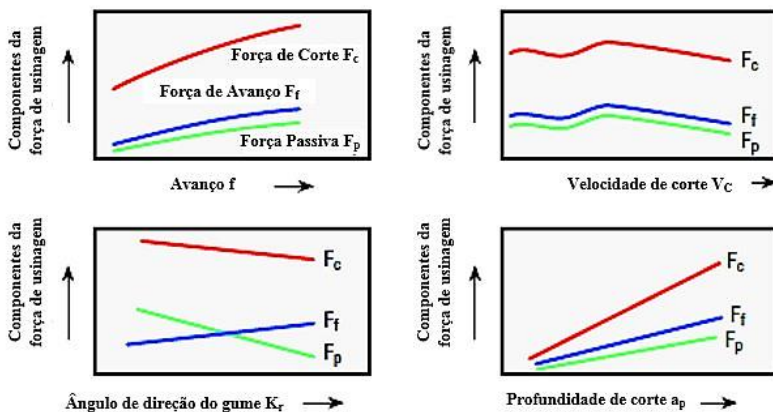
A força de usinagem também pode ser influenciada pelo teor de liga do material a ser usinado, assim como a resistência do material. Outro fator de alta relevância é a geometria da ferramenta de corte e os

parâmetros do processo empregados, que podem levar a um aumento ou redução da força de usinagem [35].

Em indústrias do ramo de usinagem, o principal objetivo é o ganho de tempo de processo. Devido a este objetivo se eleva a taxa de remoção de material, e com este aumento pode ocorrer uma sobrecarga na ferramenta de corte, levando assim a um aumento na força de usinagem e resultando em um desgaste prematuro da ferramenta de corte.

A Figura 7, mostra de forma qualitativa a dependências das componentes da força de usinagem (F_c , F_f e F_p) em função da variação do avanço, da velocidade de corte e da profundidade de corte [7]. Com o aumento do avanço, tem-se um aumento linear das componentes da força de usinagem, devido ao aumento da espessura de usinagem (h). O aumento da profundidade de corte causa um aumento da força de usinagem, devido ao aumento da largura de corte. Com o aumento da profundidade de corte e avanço, causa um aumento significativo das componentes, através do aumento da seção de corte. Com o aumento da velocidade de corte normalmente ocorre uma redução da força de usinagem.

Figura 7: Dependência das componentes da força de usinagem em relação a: (a) avanço, (b) velocidade de corte e (c) profundidade de corte, para processos de usinagem com ferramentas de geometria definida.



FONTE: Adaptado de Non Nominatus (NN) [36].

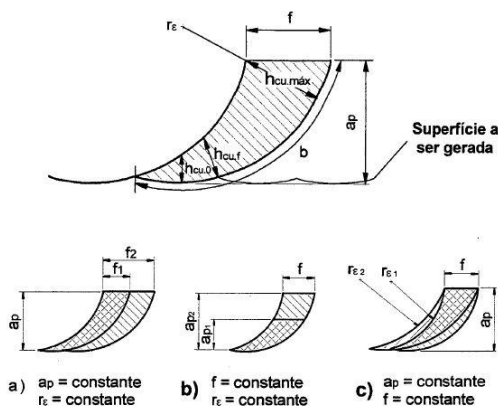
Com o aumento das componentes da força de usinagem há um aumento do desgaste da ferramenta de corte (aumento da seção de corte $f \times a_p$), acarretando assim um acabamento na superfície da peça ruim devido às vibrações da ferramenta de corte e sistema de fixação.

Aumentando-se a velocidade de corte, aumenta a temperatura na região de corte, acarretando assim uma redução na força de usinagem devido à menor resistência do material em temperaturas elevadas e com isto geralmente melhora a qualidade a superfície usinada. Com a caracterização das componentes da força de usinagem, pode-se otimizar os parâmetros de corte, ajustar a forma e a geometria da ferramenta de corte, entre outros aspectos [18, 19].

O raio de quina da ferramenta de corte também influencia as componentes da força de usinagem, principalmente a força passiva. A explicação para este fato encontrada é a variação da espessura do cavaco na região da quina da ferramenta (Figura 8).

Para profundidades de corte menores que o raio de quina ($a_p < r_e$), a influência do raio de quina é maior (maior deformação plástica do material). A medida que aumenta a profundidade de corte a influência do raio de quina sobre as componentes da força de usinagem diminui. Com o aumento do raio de quina da ferramenta tem-se um aumento do comprimento efetivo de contato e, conseqüentemente um maior atrito entre a peça e a ferramenta, conseqüentemente ocorre o aumento nas componentes da força de usinagem [37].

Figura 8: Influencia do raio de quina sobre as componentes da força de usinagem.



FONTE: Spenrath [38].

Nota-se na Figura 8a, quando a profundidade de corte e o raio de quina são mantidos constantes, que a espessura do cavaco aumenta com o aumento do avanço. Entretanto, quando o avanço e o raio de quina são

mantidos constante (Figura 8b), nota-se que a largura do cavaco aumenta com o aumento da profundidade de corte. Esta variação do raio de quina e da espessura e largura do cavaco influenciam na força específica do material [37, 38].

A análise da influência do raio de quina sobre as forças específicas realizada entre outros pesquisadores por Spenrath [38], em cobre OFHC, evidencia que, além das forças específicas serem superiores para maiores raios de quina ($a_p < r_\epsilon$), tem-se um início de um comportamento hiperproporcional (*size effect*), para maiores avanços à medida que aumenta o raio de quina.

2.5 FORMAÇÃO DE CAVACOS

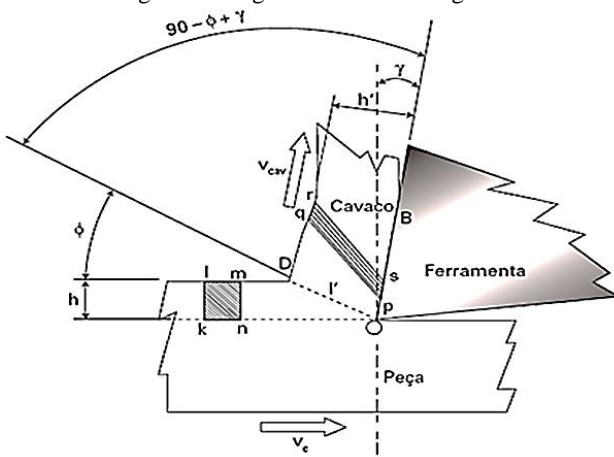
O mecanismo de formação de cavaco começa quando a cunha da ferramenta de corte penetra no material da peça, fazendo o material se deformar elasticamente e plasticamente. A medida que o gume penetra no material este se desloca sobre a face da ferramenta até exceder a tensão de cisalhamento máxima do material. Então ocorre o cisalhamento de uma porção de material acumulado sobre a face da ferramenta no plano de cisalhamento, e esta porção se desloca sobre o plano de cisalhamento que começa a escoar na forma de cavaco, o qual desliza na face da ferramenta de corte [18].

As condições em que o cavaco é formado determinam uma série de parâmetros referentes à usinagem, tais como o desgaste da ferramenta, a temperatura de usinagem e a força de corte. Adicionalmente, o cavaco determina vários parâmetros importantes, entre os quais estão o aspecto econômico, a qualidade da peça, a segurança do operador, o manuseio e a armazenagem [20].

O estudo da formação de cavacos em “corte ortogonal”, foi proposto para facilitar o entendimento da formação de cavacos, Figura 9. Para efeitos de modelagem, adota-se normalmente que o cisalhamento ocorre em um plano, o gume da ferramenta é perfeitamente afiado e não há contato entre flanco e a superfície de corte [39].

Segundo o modelo, considera-se que um volume de material ‘klmn’ move-se em direção a cunha de corte, e ao passar pela zona primária de cisalhamento, representada pela linha tracejada OD, o cavaco se deforma plasticamente e, devido a um estado de tensões, sofre ruptura e uma trinca se propaga, conforme ilustra a Figura 9. Após ocorrer a total deformação plástica, o volume ‘klmn’ se transforma na seção ‘pqrs’ deslizando sobre a superfície de saída da ferramenta de corte [22].

Figura 9: Diagrama do corte ortogonal.

FONTE: Machado *et al.* [22].

Do modelo do corte ortogonal, pode-se definir o grau de recalque de um material através da Equação 3.

$$R_c = \frac{h'}{h} \quad (5)$$

Onde:

R_c : Grau de recalque;

h' : Espessura do cavaco (mm);

h : espessura de corte (mm);

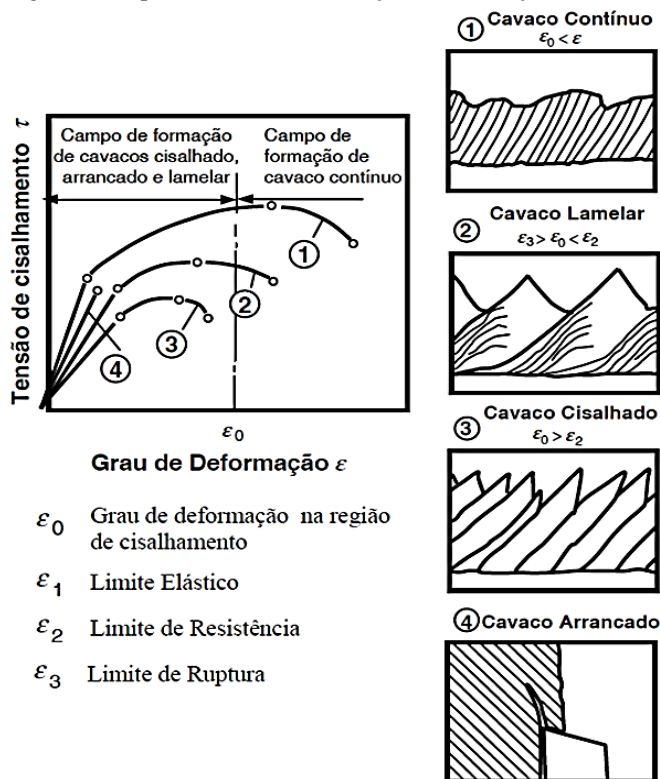
O grau de recalque não é facilmente obtido devido à variação da espessura do cavaco. Mesmo com o corte ortogonal, a seção transversal do cavaco não é perfeitamente retangular. Normalmente, a maior espessura do cavaco está localizada no meio, diminuindo ligeiramente para os lados, sendo necessária uma simplificação para assumir uma seção transversal retangular, cuja largura é a largura original de corte, e a altura é a espessura média do cavaco [6].

O processo de formação de cavaco é uma operação dinâmica e cíclica, e é influenciado pelas propriedades mecânicas, térmicas e termoquímicas do material usinado, bem como a geometria da ferramenta, parâmetros de usinagem, zona primária de cisalhamento,

possíveis interações entra a zona primária e secundária de cisalhamento e a influência da máquina-ferramenta [39].

A formação de cavaco abrange quatro tipos básicos de cavaco, devido à tensão de deformação versus o grau de deformação ϵ . Na Figura 10 estão representados os tipos básicos de cavacos, sendo que todos os quatros tipos são dependentes da deformabilidade do material. Os quartos tipos básicos de cavacos são cavacos contínuos, cavacos lamelares, cavacos cisalhados e cavacos arrancados.

Figura 10: Tipos de cavacos em relação à deformação.



FONTE: Adaptado de Klocke [18] e Wyen [40].

As definições dos tipos de cavacos estão descritas a seguir conforme Klocke [18] e Stemmer [41]:

- Cavacos contínuos ocorrem quando o material a ser usinado tem uma alta taxa de deformação ($\epsilon_0 > \epsilon$). Além disso outras características são de suma importância para a formação de cavacos contínuos como, por exemplo, o material deve possuir uma estrutura regular na região onde o cavaco é formado, as deformações não levam a um encruamento acentuado e o processo não é influenciado pelas vibrações do processo.
- Cavacos lamelares se originam quando a condição, $\epsilon_3 > \epsilon_0 > \epsilon_2$ ocorrer, ou seja, a estrutura está entre o cavaco contínuo e cisalhado. Também ocorre quando a estrutura do material é irregular ou quando as vibrações do processo levam a uma variação na espessura do cavaco. Apresentam lamelas justapostas e sua formação se dá pelo efeito da temperatura e a pressão que leva as lamelas se aderirem, tornando o cavaco inteiriço. Cavacos do tipo lamelar podem ocorrer também quando se empregam altos valores para os parâmetros de corte (avanço e velocidade de corte).
- Cavacos cisalhados ocorrem em materiais frágeis, como o ferro fundido, mas também quando a deformação produz um encruamento acentuado na estrutura do material ($\epsilon_z < \epsilon_0$). Os cavacos cisalhados constam de segmentos que são seccionados na região de cisalhamento e novamente são unidos através do caldeamento. Geralmente ocorrem em velocidades de corte muito baixas.
- Cavacos arrancados são constituídos de fragmentos arrancados da superfície do material usinado e ocorrem normalmente na usinagem de materiais frágeis com estrutura irregular. Eles não são cisalhados, e sim são arrancados da superfície, acarretando assim um dano à superfície da peça por lascamento.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

No presente capítulo serão descritos os materiais e métodos necessários para a realização dos ensaios, bem como o planejamento e execução experimental empregado.

3.1 PROCESSO DE TORNEAMENTO

Para a avaliação da usinabilidade de um material autolubrificante em estudo foi escolhido o processo de torneamento longitudinal externo. O processo de torneamento é o processo de usinagem de menor complexidade e permite avaliar as características do processo e a correlação entre os parâmetros variáveis de entrada com o resultado de trabalho com maior segurança. Os parâmetros variáveis de entrada avaliados são a velocidade de corte (v_c), o avanço (f) e a profundidade de corte (a_p). Os parâmetros de entrada relacionados à ferramenta de corte e à máquina ferramenta não foram alterados neste estudo.

3.1.1 Máquina-ferramenta

A máquina-ferramenta utilizada nos ensaios foi um torno CNC Heyligenstaedt, modelo Heynumat 10U (Figura 11). A máquina-ferramenta dispõe de uma potência de acionamento do eixo-árvore de 70 kW, e uma rotação máxima de 4500 rpm. O sistema de fixação é uma placa de três castanhas com acionamento hidráulico e pressão máxima de fechamento de 45 bar. O comando numérico da máquina-ferramenta é o Siemens 802D.

Figura 11: Torno CNC de modelo Heynumat 10U.

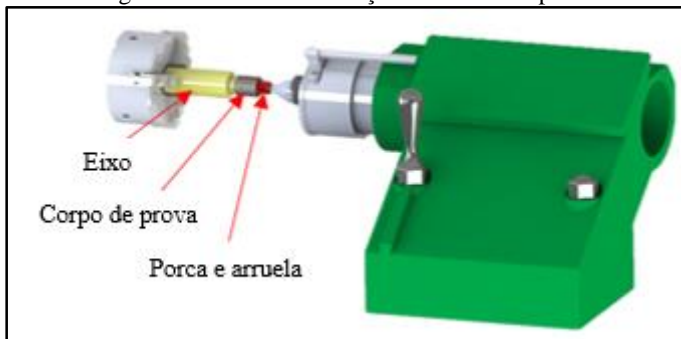


FONTE: Acervo do GUMAL.

3.1.2 Sistema de Fixação

Para a fixação do corpo de prova tubular na máquina-ferramenta, foi empregado um eixo escalonado com um rasgo de chave e rosca esquerda para a fixação do corpo de prova, Figura 12. O diâmetro maior do eixo é fixo na placa do torno e a extremidade oposta apoiada no contraponto do torno. Devido a característica da máquina-ferramenta, a rosca esquerda leva ao auto travamento do corpo de prova durante a usinagem. O rasgo de chave garante o não escorregamento do corpo de provas sobre o eixo de fixação.

Figura 12: Sistema de fixação com o contraponto.

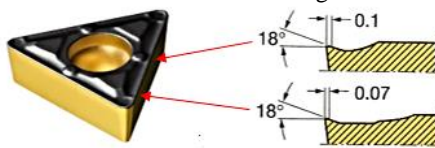


FONTE: Acervo do GUMAL.

3.2 FERRAMENTA DE CORTE

Para a usinagem foram empregados insertos de metal duro da classe P20, revestidas com $Ti(C,N) + Al_2O_3 + TiN$, aplicado pelo processo de CVD – MT, com geometria TCMX 16 T3 08-WF 1515 fornecidos pela empresa Sandvik Coromant®, Figura 13. O inserto é desenhado para operações de acabamento, com raio de quina de 0,8mm, crescente em direção do gume secundário (*Wiper*) e com quebra-cavaco WF.

Figura 13: Inserto TCMX 16 T3 08-WF 1515 e geometria do quebra-cavaco.



FONTE: Sandvik Coromant [31].

O ângulo de saída efetivo dos insertos é positivo (18°), sendo este estabelecido através do quebra-cavaco do inserto (Figura 13).

Os insertos foram fixados em um porta-ferramenta STGCL 2020K 16 da empresa Sandvik Coromant®. A fixação do inserto é efetuada por um parafuso que passa pelo furo do inserto, Figura 14. O ângulo de direção do gume, dado pelo suporte da ferramenta, é de 91° .

Figura 14: Porta ferramenta STGCL 2020K 16 externo com fixação do inserto por parafuso.



FONTE: Sandvik Coromant [31].

3.3 SISTEMA DE MEDIÇÃO DE FORÇA

A medição das componentes da força de usinagem foi efetuada com o auxílio de uma plataforma piezoelétrica (dinamômetro) de três componentes 9257A, do fabricante Kistler Instrumente AG.

Na Tabela 5 estão apresentadas as características técnicas da plataforma *Kistler 9257A*.

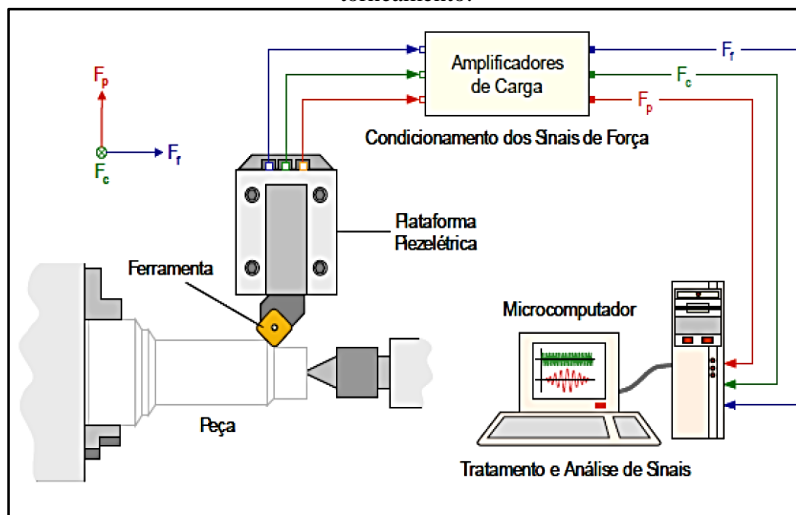
Tabela 4: Características técnicas da plataforma piezoelétrica

Plataforma Piezoelétrica 9257A	
Fabricante: Kistler Instrumente AG	
Aplicação: Torneamento	
Sensibilidade (pC/N):	
F_f	7,82
F_p	7,85
F_c	3,72
Faixas de Medição:	
F_f, F_p	0 – 15 (o que?)
F_c	0 – 30 (o que?)
Linearidade:	
F_f, F_p	0,3%
F_c	0,5%

FONTE: Adaptado de Cruz [45].

A transformação da carga piezoelétrica do transdutor em sinais de tensão proporcionais à carga é feita por amplificadores de sinais 5011 e 5006 do fabricante Kistler Instrumente AG. Os dados foram transmitidos por cabos coaxiais blindados para uma placa de aquisição modelo NI USB 6218 do fabricante National Instruments, com uma taxa de aquisição de 10000 Hz. O processamento e a gravação dos dados foram executados pelo *software Labview* e o tratamento dos dados foi realizado no *software Minitab 16*. O procedimento de medição adotado está exemplificado na Figura 15.

Figura 15: Esquema de medição das componentes da força de usinagem para o torneamento.



FONTE: Mangoni [43].

3.3.1 Plataforma Piezoelétrica e Amplificadores de Carga

A plataforma de medição de forças constitui-se de uma estrutura de aço na qual estão inseridos transdutores piezoelétricos, comumente usados para a medição das componentes da força de usinagem no processo de torneamento. O efeito piezoelétrico acontece devido à deformação elástica do cristal piezoelétrico (provocado por um esforço mecânico) nas direções dos eixos cristalinos, de maneira que as cargas positivas e negativas nos cristais são deslocadas uma contra as outras, gerando um dipolo elétrico, assim polarizando eletricamente o cristal. A relação entre a força e a carga elétrica na região de deformação elástica

do cristal é linear, e permite correlacionar a força à carga e vice-versa [44]. A carga piezelétrica é convertida em um sinal de tensão elétrica proporcional à carga em um amplificador baseado em tecnologia MOSFET.

A plataforma piezelétrica em conjunto com os amplificadores de carga foi verificada mediante ensaios estáticos de calibração [44]. O ensaio de calibração confirmou a linearidade na faixa de forças de interesse. Além de validar o programa desenvolvido no *software LabView*.

Durante os ensaios de calibração da plataforma piezelétrica foram ajustados o fator de escala e a sensibilidade dos amplificadores, sendo que estes parâmetros foram ajustados conforme a necessidade dos valores de força e os parâmetros da plataforma, respectivamente. O fator de escala (S) foi de $S = 100$, e isso representa que 1 V de sinal equivale a 100 N. Para o parâmetro de sensibilidade, foram selecionados valores referentes aos dados técnicos da plataforma piezelétrica, e utilizaram-se os dados de sensibilidade da Tabela 5.

Os amplificadores foram selecionados em função de alguns requisitos técnicos necessários para esta pesquisa (Tabela 6), tais como: faixa de medição, tensão de saída, baixa incerteza de medição, e por estarem disponíveis no Laboratório de Mecânica de Precisão da UFSC.

Tabela 5: Dados técnicos do amplificador de carga Kistler de modelo 5011 e modelo 5006.

Características	Grandezas
Faixa de medição [pC]	$\pm 10 \dots \pm 999000$
Sensibilidade mecânica [pC/unidade]	$\pm 0,01 \dots \pm 9990$
Escala [V]	0,001 ... 9990000
Tensão de saída [V]	± 10
Impedância de entrada [T]	100
Incerteza de medição [%]	± 1

FONTE: Adaptado de Borba [44].

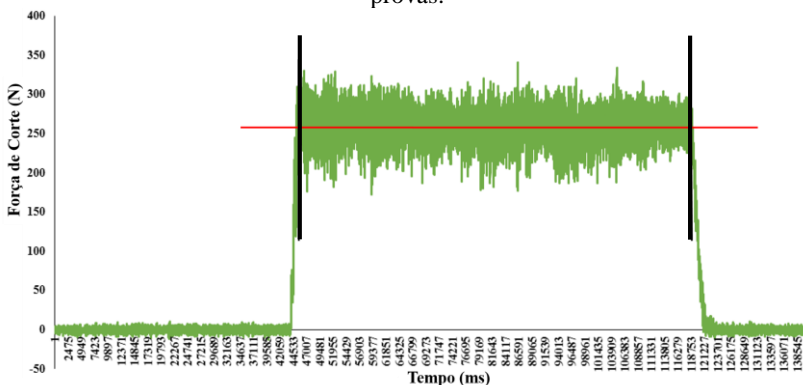
3.4 ANÁLISE DOS SINAIS DA FORÇA DE USINAGEM

O programa de aquisição de sinais foi desenvolvido para adquirir 10000 valores do sinal bruto da força de usinagem por segundo durante o torneamento do corpo de prova. Devido à dinâmica do processo de

formação de cavacos, decorrente ao deslocamento das discordâncias, da não-homogeneidade do material, das diferentes propriedades mecânicas, dos parâmetros de usinagem e das características da ferramenta de corte utilizada no processo é necessário obter-se um grande número de pontos de medição e posteriormente tratar estatisticamente estes valores para obter informações sobre o comportamento médio das componentes da força de usinagem. [37].

A figura 16 mostra a tela de um pacote de dados gerados durante a usinagem de um corpo de prova. Os sinais gerados no início e no final de cada corte são desprezados e os sinais da banda central tratados no *software Minitab 16* e no *Microsoft Excel 2013*, conforme a Figura 16.

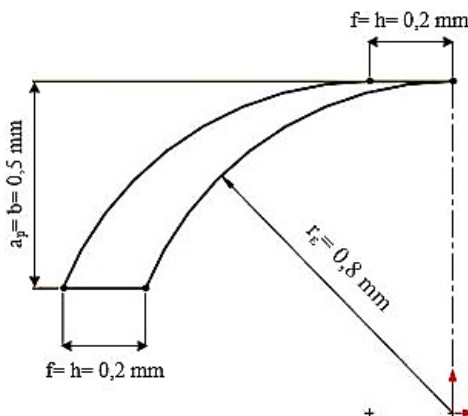
Figura 16: Sinal típico da força de corte durante o torneamento de um corpo de provas.



FONTE: Do autor.

As componentes da força de usinagem foram determinadas para uma série de avanços, o que permitiu calcular a força específica de corte, ($k_{c1.i}$), para o material simples compactado e duplo compactado. Como a profundidade de corte empregada nos ensaios se situa na faixa do raio de quina da ferramenta utilizada a secção de usinagem não é retangular e foram feitas considerações no cálculo da força específica. Os valores da força de corte, foram obtidos, através dos ensaios de torneamento. Entretanto, os valores de 'b' e 'h', foram obtidos através do cálculo da área da Figura 17, com o propósito de considerar a influência do raio de quina da ferramenta de corte (vide Figura 12), na formação do cavaco.

Figura 17: Método utilizado para calcular 'b x h', da equação de Kienzle.



FONTE: Do autor.

A Figura 17, representa a seção de usinagem referente a um avanço de 0,2 mm e uma profundidade de corte de 0,5 mm para um raio de quina de 0,8 mm. A área da seção de usinagem é $0,2 \text{ mm} \times 0,8 \text{ mm} = 0,16 \text{ mm}^2$. Para estabelecer a espessura de usinagem média, foi estipulado uma seção em losango, com um ângulo de posição de 91° .

3.5 MEDIÇÃO DA ESPESSURA DOS CAVACOS

A cada ensaio de usinagem foram recolhidos cavacos para posterior análise. A espessura do cavaco foi medida com o auxílio de um paquímetro digital da marca Mitutoyo, com uma resolução de 0,02 mm.

A espessura do cavaco foi considerada como sendo a, o mesmo foi medido onde a deformação não irá influenciar na verdadeira espessura, devido ao material apresentar uma deformação plástica extremamente elevada na zona de fluxo do cavaco. Foram realizadas oito medições em cavacos distintos do mesmo ensaio, onde se obteve uma média da espessura, e a partir desta média foi calculado o fator de recalque. O cavaco foi analisado também através de um estereoscópio da marca ZEISS, modelo STEMI SV8, disponível no USICON, onde pôde ser verificado o tipo e a forma do cavaco. Os dados foram analisados com auxílio dos *softwares* Minitab 16 e Microsoft Excel 2013.

3.6 MATERIAL ENSAIADO

O material utilizado no presente trabalho é o aço sinterizado a matéria prima para a obtenção das amostras é o pó de ferro puro AHC 100.29 atomizado em água, da empresa Höganäs Brasil Ltda acrescido dos elementos de liga carbono, silício níquel, molibdênio e hBN. A Tabela 7 apresenta resumidamente as características da matéria prima das amostras.

Tabela 6: Pós utilizados na fabricação das amostras.

Pó	Nome comercial	Fabricante	Tamanho das partículas (µm)
Ferro	AHC 100.29	Höganäs	100
h-BN	AC-6028	GE AdvancedCeramics	100-150
Grafite	Grafite UF4	Höganäs	6
Grafite	-	Nacional Grafite	70
Níquel	INCO 123	INCO	3,9
Fe45Si	-	Sandvick	< 10

FONTA: Acervo do GUMAL.

O nitreto de boro hexagonal (h-BN) foi adicionado na liga, juntamente com o grafite momo materiais autolubrificantes. Os tamanhos destas partículas são maiores, para melhorar os efeitos de autolubrificação. Se faz necessário a adição de silício (Fe45Si), para que o carbono adicionado em excesso não difunda na matriz metálica.

A Tabela 8 apresenta a composição dos elementos químicos que foram utilizados para a fabricação do material (% em massa).

Tabela 7: Composição da liga utilizada nos ensaios de torneamento.

Fe	h-BN (%v)	Ni (%m)	C fino (%m)	C grosso (%v)	Si (%m)
Balanço	1	4	0,8	6,5	0,5

FONTA: Do autor.

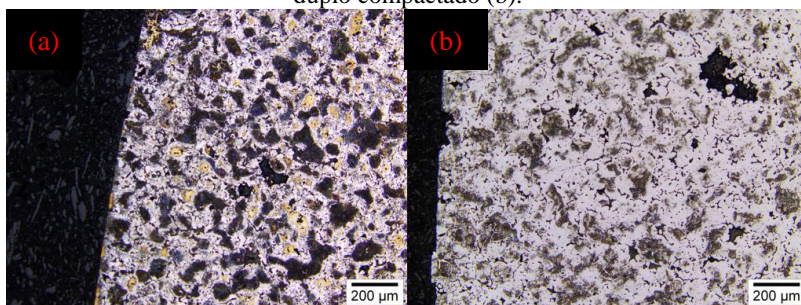
A mistura dos pós da liga foi realizada em um misturador tipo Y, durante 45 minutos, com rotação de 35 rpm. As amostras foram compactadas no LABMAT em uma prensa hidráulica automática, com matriz de duplo efeito, da marca Gabbrielli, modelo L4, com pressão de compactação máxima de 40 t. O material foi produzido por duas rotas de

fabricação, sendo uma delas com simples compactação (SC) de 700 MPa, e a outra rota com dupla compactação (DC) de 500 e 700 MPa. O material simples compactado possui uma tensão máxima de 205 MPa e tensão de escoamento de 197 MPa, já o material duplo compactado possui uma tensão máxima de 402,5 MPa e tensão de escoamento de 267,2 MPa. A norma utilizada na medição usada nos ensaios de resistência a tração foi a norma ISO 82.

A sinterização do material foi realizada LABMAT em um reator de plasma híbrido. A sinterização final foi isotérmica, em uma temperatura de 1125°C durante 1h. O material fabricado por dupla compactação foi pré-sinterizado, após ser pré-compactado a 500 MPa, a uma temperatura de 700°C, durante 30 minutos. Logo após o resfriamento do mesmo, foi compactado a 700 MPa e, a seguir, a sinterização final foi realizada. A dupla compactação serve para aumentar a densidade do material fabricado, bem como o aumento das propriedades mecânicas da liga.

A microestrutura do material simples e duplo compactado (material simples compactado, sigla “MSC” e dupla compactação a sigla “MDC”) está apresentada na Figura 18. O material simples compactado, Figura 18 (a), possui mais poros e uma descontinuidade na matriz superior ao material duplo compactado (Figura 18 (b)). Isto ocorre devido à rota de fabricação dos dois materiais, principalmente pela pressão de compactação do material duplo compactado ser maior.

Figura 18: Microestrutura do material simples compactado (a) e do material duplo compactado (b).

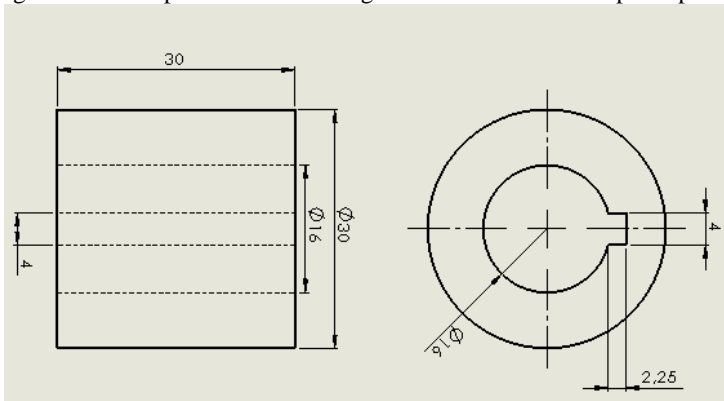


FONTE: Acervo do GUMAL.

3.6.1 Corpo de Prova

O corpo de prova foi fabricado na forma de um cilindro compacto com geometria cilíndrica, com diâmetro externo de 30 mm, e comprimento de 30 mm. Após a sinterização os corpos de prova foram furados com um furo com diâmetro de 16 mm com um rasgo de chaveta, Figura 19.

Figura 19: Principais características geométricas finais do corpo de prova.



FONTE: Do autor.

A furação foi realizada em um torno convencional da marca ROMI, modelo S-20ª com broca helicoidal de aço rápido de 15,8 mm e alargado com alargador de 16 mm com uma tolerância H7. O rasgo de chaveta foi realizado em uma fresadora universal do fabricante FUW-250/IV, modelo RUHLA-26, empregando um cabeçote limador especial para a fabricação do rasgo de chaveta.

3.7 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os corpos de prova foram montados no mandril e torneados longitudinalmente no torno CNC. Primeiramente, os corpos de provas foram preparados como anteriormente descrito (Capítulo 3.6.1). Após a preparação, o corpo de prova foi instalado no dispositivo de fixação e este fixado na máquina-ferramenta. Após isso, foi realizada a programação da máquina-ferramenta com os parâmetros de corte utilizados nos ensaios e posteriormente ocorreu a usinagem do corpo de prova e a aquisição de

dados das componentes da força de usinagem. Após a usinagem, o cavaco resultante foi recolhido para a análise do fator de recalque.

Foram realizadas uma réplica de cada ensaio para validar as medições das componentes da força de usinagem e do fator de recalque. Para validar os resultados obtidos das componentes da força de usinagem e do fator de recalque, usou-se o teste de hipótese conforme Montgomery e Runger [46], com intervalo de confiança de 95%.

Para analisar o aspecto dos insertos e poder concluir sobre os mecanismos de desgaste atuantes sobre a face, o flanco e o gume da ferramenta de corte decorrente do processo de usinagem, foi utilizado um microscópio eletrônico de varredura (MEV) modelo TM-3030, marca HITACHI, disponível no laboratório CERMAT/LMP.

No processo de torneamento foram utilizados os parâmetros de usinagem apresentados na Tabela 9. A velocidade de corte máxima é limitada pela rotação da máquina-ferramenta (4.500 rpm) e o diâmetro da peça (\varnothing 30 mm). Não foram empregados meios lubrificarrefrigerantes.

Tabela 8: Parâmetros de corte empregados nos ensaios.

Ensaio	v_c (m/min)	f (mm/rev)	a_p (mm)	Material
1.1	200	0,2	1	MSC
1.2	200	0,2	0,5	
1.3	200	0,1	1	
1.4	200	0,1	0,5	
1.5	200	0,2	1	MDC
1.6	200	0,2	0,5	
1.7	200	0,1	1	
1.8	200	0,1	0,5	
1.9	100	0,2	1	MSC
1.10	100	0,2	0,5	
1.11	100	0,1	1	
1.12	100	0,1	0,5	
1.13	100	0,2	1	MDC
1.14	100	0,2	0,5	
1.15	100	0,1	1	
1.16	100	0,1	0,5	

FONTE: Do autor.

4 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

No presente capítulo serão discutidos os resultados dos ensaios de torneamento. Eles estão divididos em duas etapas, sendo que a primeira parte se refere à análise das componentes da força de usinagem obtida na usinagem de corpos de prova fabricados nas duas rotas de fabricação. Na segunda etapa foi analisado o tipo e forma dos cavacos resultantes do processo de usinagem para os dois materiais e calculado o fator de recalque.

4.1 FORÇA DE USINAGEM

Neste item são apresentadas e analisadas as componentes da força de usinagem obtidas no torneamento do material simples compactado e do material duplo compactado, para os parâmetros de corte utilizados. Os pontos nos gráficos representam valores médios das componentes da força de usinagem com seus respectivos intervalos de confiança.

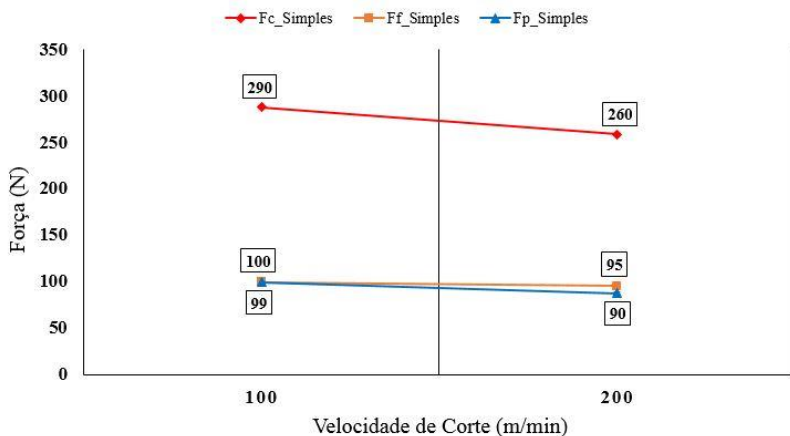
4.1.1 Material Simples Compactado

A força de usinagem é dividida em três componentes, sendo elas força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e força passiva (F_p). A Figura 20 apresenta os valores médios das componentes da força de usinagem com a variação da velocidade de corte, para os ensaios realizados com profundidade de corte 1 mm e avanço 0,2 mm. O aumento da velocidade de corte de 100 para 200 m/min acarretou em uma redução nas componentes da força de usinagem. A força de corte, de avanço e passiva, apresentaram redução de aproximadamente 10%, 5% e 13%, respectivamente. De acordo com König e Klocke [19] e Machado *et al.* [22], o aumento da velocidade de corte proporciona maior temperatura na região do corte, o que reduz as componentes da força de usinagem em decorrência da menor resistência mecânica do material usinado em temperaturas mais altas.

Shoba *et al.* [48], em sua pesquisa, analisou a influência da variação da velocidade de corte sobre as componentes da força de usinagem em compósitos a base de alumínio. Os autores variaram a velocidade de corte entre 40 e 200 m/min e mantiveram a profundidade de corte e avanço fixos em 0,5 mm e 0,14 mm, respectivamente. Os resultados obtidos pelos autores mostraram que com o aumento da velocidade de corte reduziu a força de corte em torno de 15%, a força de avanço em aproximadamente 16% e a força passiva em torno 20%,

apresentando semelhanças com o comportamento verificado na presente pesquisa.

Figura 20: Componentes da força de usinagem em dependência da velocidade de corte na faixa de 100 e 200 m/min, profundidade de corte de 1 mm e avanço fixos em de 0,2 mm.



FONTE: Do autor.

Através do teste de hipóteses (Apêndice A), realizados com os resultados obtidos, a força passiva e a força de avanço, para a velocidade de corte de 100 m/min, foram os únicos resultados obtidos que não apresentaram uma diferença significativa entre as médias. Este comportamento foi verificado somente nestas condições de corte. Sugere-se que tal comportamento tenha ocorrido por algum problema relacionado ao material do corpo de prova.

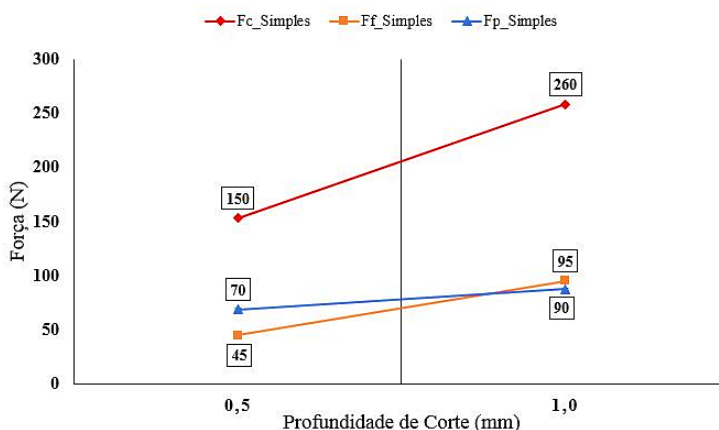
A Figura 21 mostra os valores médios das componentes da força de usinagem com a variação da profundidade de corte, mantendo-se a velocidade de corte e avanço constantes em 200 m/min e 0,2 mm, respectivamente. O aumento da profundidade de corte de 0,5 mm para 1 mm acarretou um aumento nas componentes da força de usinagem. A força de corte aumentou em aproximadamente 40%, a força de avanço em torno de 50% e a força passiva, em cerca de 25%.

De acordo com Klocke [18] e König e Klocke [19], o aumento da profundidade de corte leva a um aumento linear das componentes da força de usinagem, devido ao aumento da largura de corte, o que resulta no aumento da área de contato entre ferramenta e peça. Com base na equação de Kienzle (Eq. 3), o aumento na profundidade de corte também resulta,

teoricamente, no aumento proporcional da força de corte, força de avanço e força passiva. Entretanto, nota-se que para o material estudado o aumento da profundidade de corte de 0,5 mm para 1 mm (Figura 21) não proporciona um aumento proporcional das componentes da força de usinagem.

Segundo Yallese *et al.* [49], devido à deformação plástica do material, as vibrações do processo, condutividade térmica do material, entre outros fatores, pode ocorrer variações no comportamento esperado das componentes da força de usinagem, podendo ocorrer o aumento desproporcional da força. Considerando-se que o material estudado na presente pesquisa apresenta uma descontinuidade na matriz, causada pela porosidade (resultante do processo de sinterização, bem como pela presença de lubrificantes sólidos), tal fato pode ter influenciando nas componentes da força de usinagem. Os resultados obtidos com o aumento da profundidade de corte apresentam similaridade com os resultados obtidos de El Gallab e Sklad [50] e Malakizadi *et al.* [51].

Figura 21: Gráfico das componentes da força de usinagem em dependência da variação da profundidade de corte 0,5 e 1 mm e velocidade de corte e avanço fixos em 200 m/min e 0,2 mm.

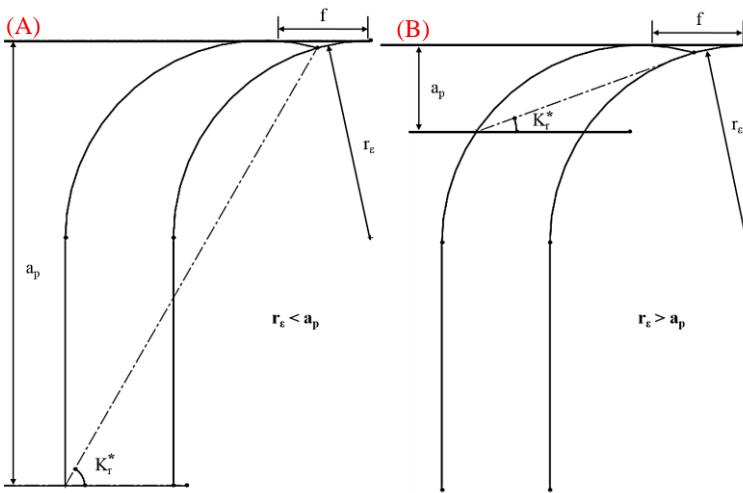


FONTE: Do autor.

Pode-se verificar que para a profundidade de corte de 0,5 mm a força passiva superou a força de avanço, sendo superior em aproximadamente 35%. De acordo com Pramanik *et al.* [52], a relação entre o raio de quina da ferramenta e a profundidade de corte influencia os valores das componentes força de avanço e força passiva. Os resultados da Figura 22 (A) mostram que quando o raio de quina é menor que a

profundidade de corte ($r_e < a_p$), o ângulo de direção do gume equivalente (K_r^*) é maior, proporcionando assim a diminuição da força passiva e aumentando a força de avanço. Na Figura 22 (B) mostra que, quando o raio de quina da ferramenta de corte é superior à profundidade de corte ($r_e > a_p$), o ângulo de direção do gume equivalente (K_r^*) é menor, ocorrendo assim o aumento da força passiva e diminuição da força de avanço.

Figura 22: Influência da profundidade de corte e do raio de quina da ferramenta, sobre a força de avanço e força passiva (a) raio de quina menor que a profundidade de corte e (b) raio de quina maior que a profundidade de corte.



FONTE: Adaptado de Pramanik *et al.* [52].

Segundo König e Klocke [19], a força passiva e a força de avanço são influenciadas pelo ângulo de direção do gume, devido à localização geométrica do gume em relação ao eixo da peça. Assim, com o aumento do ângulo de direção do gume a componente da força de usinagem aumenta na direção de avanço, tendo seu valor máximo quando atingir 90°. Os autores ressaltam que quando o ângulo de direção do gume for pequeno, a força passiva ultrapassa a força de avanço, proporcionando maior deformação plástica na peça. Porém, com o aumento do ângulo de direção do gume, a força passiva diminui e a força de avanço aumenta, devido a diminuição da taxa de deformação plástica na região de corte.

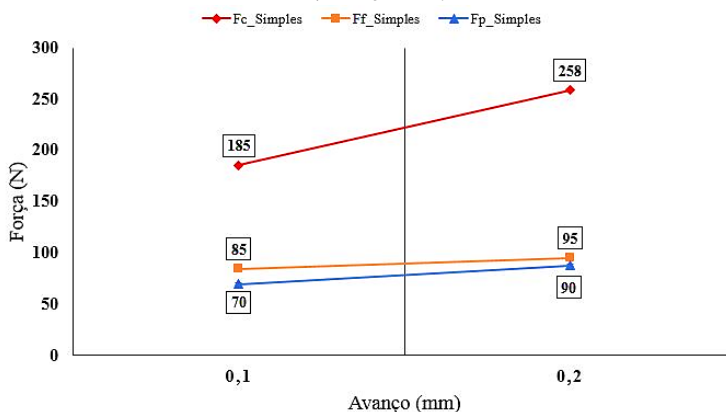
Os testes de hipóteses (Apêndice A) realizados com os valores das componentes da força de usinagem para as duas profundidades de corte,

mostram que todos os valores médios da força de corte, força de avanço e força passiva apresentaram diferenças significativas nos ensaios realizados.

A Figura 34 apresenta o comportamento dos valores médios das componentes da força de usinagem em dependência do avanço, mantendo fixos a velocidade de corte e profundidade de corte fixados em 200 m/min e 1 mm, respectivamente. Verifica-se que com o aumento do avanço de 0,1 para 0,2 mm a força de corte aumentou em torno de 30%, a força de avanço em 10% e a força passiva em 25%,. Entretanto, como anteriormente descrito sobre a profundidade de corte, as componentes da força de usinagem teoricamente deveriam aumentar proporcionalmente com o aumento do avanço, com base na equação de Kienzle (Eq. 4) [18]. Nota-se, entretanto, que este comportamento não ocorre (Figura 23), devido às propriedades mecânicas do material, geometria da ferramenta, parâmetros de corte, material da ferramenta, entre outros fatores [8].

De acordo com König e Klocke [7] e Klocke [18], com o aumento do avanço ocorre o aumento da espessura de corte, o que acarreta o aumento das componentes da força de usinagem, devido ao maior atrito entre a ferramenta e a peça.

Figura 23: Gráfico das componentes da força de usinagem com a variação do avanço entre 0,1 e 0,2 mm e velocidade de corte e profundidade de corte de 200 m/min e 1mm.



FONTE: Do autor.

Na pesquisa realizada por Shoba *et al.* [48], onde-se empregou o avanço de 0,14 mm na usinagem de compósitos à base de alumínio, a força de corte resultou em torno de 110 N, a força de avanço foi de

aproximadamente 50 N e força passiva em torno de 40 N. Com o aumento do avanço de 0,14 mm para 0,3 mm, a força de corte aumentou para 140 N, a força de avanço para valores em torno de 90 N e a força passiva aumentou para 45 N. Nota-se que o aumento das componentes da força de usinagem não é proporcional, assim comprovando que as componentes da força de usinagem dependem de vários fatores para apresentarem linearidade. O comportamento verificado na presente pesquisa apresenta similaridade com o verificado pelos autores Klocke [18], König e Klocke [19], El Gallab e Sklad [50] e Malakizad *et al.* [51].

Através dos testes de hipóteses (Apêndice A) realizados entre os dados obtidos das componentes da força de usinagem com a variação do avanço, todos os ensaios apresentaram diferenças significativas dos valores médios obtidos das componentes da força de usinagem.

Os demais gráficos com os resultados da variação da velocidade de corte, profundidade de corte e avanço, para o material simples compactado, encontram-se no Apêndice B. Entretanto, o comportamento das componentes da força de usinagem não se alteraram, mantendo o mesmo comportamento descrito no presente capítulo. Os valores obtidos, entretanto, foram diferentes, devido à variação dos parâmetros de corte.

4.1.2 Material Duplo Compactado

Neste capítulo serão abordados os resultados da força de usinagem do material compósito duplo compactado. Posteriormente será feita a comparação entre os dois materiais, com o intuito de analisar a diferença entre as duas rotas de fabricação sobre os resultados finais das componentes da força de usinagem.

O aumento da velocidade de corte de 100 para 200 m/min para o material duplo compactado proporcionou uma redução na força de corte em aproximadamente de 5%, na força de avanço em 5% e para a força passiva em torno de 15% (Apêndice C). Se comparado com o material simples compactado para os mesmos parâmetros de corte, mantendo-se a profundidade de corte e avanço fixos em 1 mm e 0,2 mm, respectivamente, o material duplo compactado apresentou a força de corte e a força de avanço superior em torno de 5%. De acordo com König e Klocke [19], o aumento da resistência mecânica do material proporciona um aumento nos esforços durante a usinagem, principalmente devido ao aumento da dureza do material e a redução da deformabilidade do mesmo. No caso dos materiais estudados na presente pesquisa, sugere-se que o aumento das componentes da força de usinagem, quando comparado os materiais duplo compactados com simples compactados, ocorre devido

ao aumento da dureza. Entretanto, o aumento da dureza é ocasionado em decorrência do aumento da densidade do material duplo compactado por apresentar poros, provenientes da sinterização, com tamanhos mais reduzidos.

Com relação à força passiva, esta diminuiu aproximadamente em 10% para o material duplo compactado em relação ao simples compactado. Segundo König e Klocke [7] e Klocke [18], materiais que apresentam uma maior tenacidade tendem a apresentar maior deformação plástica na região de corte, assim acarretando o aumento da força passiva. Através dos testes de hipóteses realizados (Apêndice D) entre os dados obtidos das componentes da força de usinagem com a variação da velocidade de corte, todos os ensaios realizados apresentaram diferenças significativas dos valores médios obtidos da força de corte, força de avanço e força passiva.

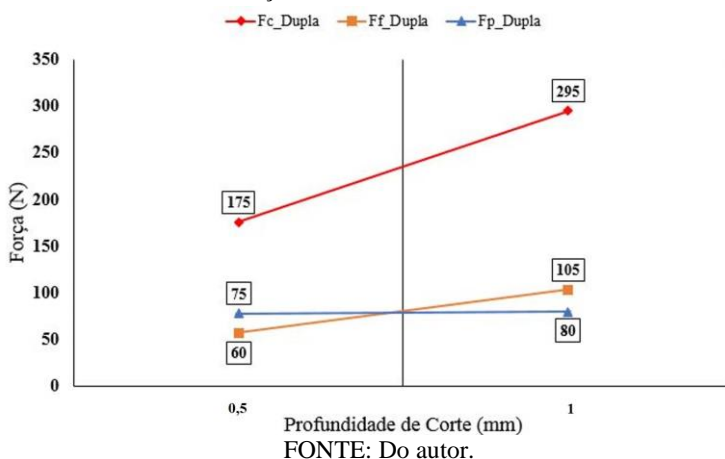
Com a variação do avanço entre 0,1 para 0,2 mm, as componentes da força de usinagem aumentaram (Apêndice C). A força de corte aumentou em torno de 40%, a força de avanço em 5% e a força passiva em 15%. Quando comparado com o material simples compactado (com os mesmos parâmetros de corte, $V_C = 200$ m/min e $a_p = 1$ mm), a força de corte, para o material duplo compactado é superior em aproximadamente em 15%, e a força de avanço em 5%. Tal comportamento ocorreu devido à melhoria das propriedades mecânicas do material duplo compactado.

Porém, a força passiva diminuiu em torno de 9% para o material duplo compactado, se comparado com a força passiva do material simples compactado, para os mesmos parâmetros de corte. Esse comportamento da redução da força passiva com o aumento da resistência mecânica do material, pode estar associado ao comportamento que König e Klocke [7] e Klocke [18] relatam, que é devido à diminuição da tenacidade do material. Através dos testes de hipóteses realizados (Apêndice D) entre os dados obtidos das componentes da força de usinagem com a variação do avanço, todos os ensaios realizados apresentaram diferenças significativas dos valores médios das componentes da força de usinagem.

A Figura 36 apresenta os valores médios das componentes da força de usinagem, em relação à variação da profundidade de corte entre 0,5 e 1 mm, sendo fixados a velocidade de corte e o avanço em 200 m/min e 0,2 mm. O comportamento da força de corte, aumenta com o aumento da profundidade de corte em torno de 40%. Já a força de avanço e a força passiva aumentaram em torno de 40% e 5%, respectivamente, corroborando com os resultados obtidos por Klocke [18] e König e Klocke [19] para aumento da largura de corte.

Nota-se também que a força passiva é superior se comparada à força de avanço, para a profundidade de corte de 0,5 mm, em aproximadamente 25%. Como anteriormente descrito, quando a profundidade de corte é inferior ao raio de quina da ferramenta de corte, há uma maior deformação plástica (devido ao ângulo de direção do gume ser pequeno) na região de corte, interferindo para que a força passiva supere a força de avanço [19, 52].

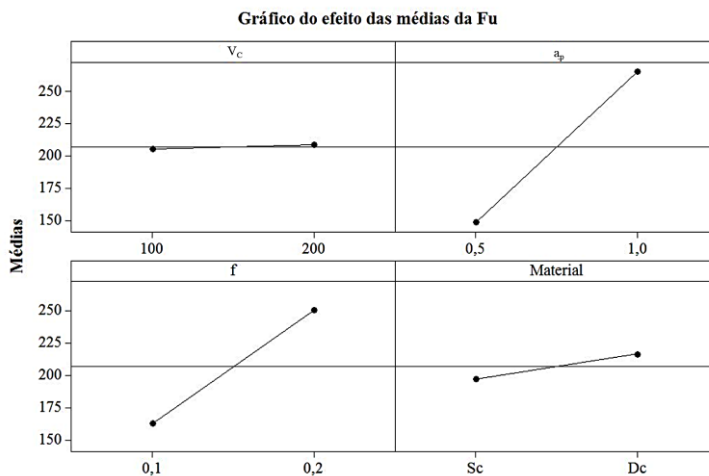
Figura 24: Gráfico das componentes da força de usinagem, em dependência da variação da profundidade de corte de 0,5 e 1mm, mantendo a velocidade de corte e avanços fixos em 200 m/min e 0,2 mm.



Através dos testes de hipóteses realizados (Apêndice D) entre os dados obtidos das componentes da força de usinagem com a variação da profundidade de corte, todos os ensaios realizados apresentaram diferenças significativas dos valores médios obtidos da força de corte, força de avanço e força passiva.

Para analisar quais parâmetros de corte tiveram influência significativa sobre a força de usinagem, utilizou-se o gráfico de efeito dos valores calculados da força de usinagem (Figura 37). Para isso foi calculada a força de usinagem (Eq. 1).

Figura 25: Gráfico do efeito dos valores da força de usinagem para a velocidade de corte, profundidade de corte, avanço e as duas rotas de fabricação dos materiais.



FONTE: Do autor.

Nota-se que a velocidade de corte não teve uma influência significativa na força de usinagem, para variações da velocidade de corte. Entretanto, a profundidade de corte e o avanço apresentaram uma influência significativa sobre o resultado da força de usinagem. O aumento da profundidade de corte de 0,5 para 1 mm acarretou aumento da força de usinagem em torno de 40%. No caso do avanço, o aumento de 0,1 para 0,2 mm levou a um aumento em torno de 35% na força de usinagem. Segundo König e Klocke [19] e Machado *et al.* [22], o aumento da profundidade de corte e do avanço, resultam no aumento das componentes da força de usinagem, em decorrência do aumento da espessura e largura de corte.

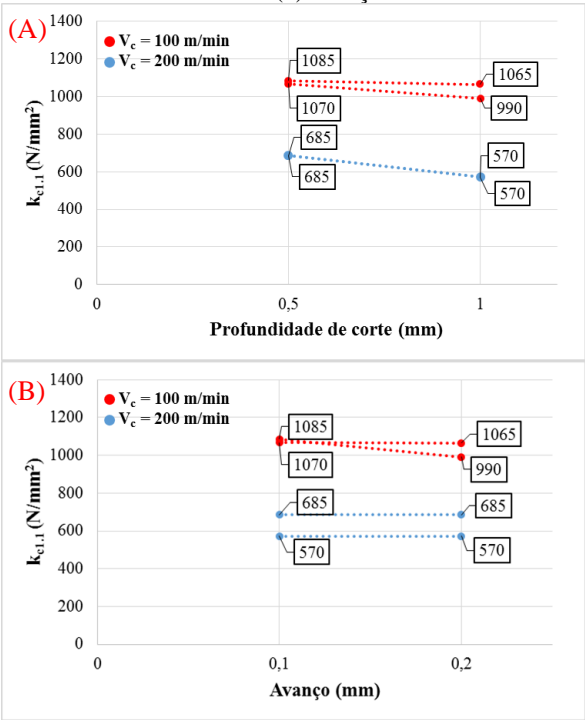
A rota de fabricação do material também apresentou influência sobre os valores médios da força de usinagem. Verificou-se, que com o aumento da resistência mecânica do material duplo compactado, a força de usinagem aumentou em torno de 10%. Como descrito anteriormente, o material duplo compactado apresenta uma resistência mecânica superior ao material simples compactado em torno de 50%, que de acordo com König e Klocke [7], Trent e Wright [6], Diniz *et al.* [20] e Machado *et al.* [22], resultam no aumento das componentes da força de usinagem, em decorrência da maior resistência que o material apresenta para formar o cavaco.

Através dos testes de hipóteses realizados (Apêndice E) entre os dados obtidos das componentes da força de usinagem com a variação da velocidade de corte, profundidade de corte, avanço e o material, todos os ensaios realizados apresentaram diferenças significativas dos valores obtidos da força de usinagem.

4.1.3 Força Específica

Com base em Kienzle, Eq. (2) obteve-se a força específica de corte ($k_{c1.1}$), para o material simples compactado (Figura 26a). O aumento da velocidade de corte, de 100 para 200 m/min, a força específica de corte ($k_{c1.1}$) diminuiu em torno de 5%. Segundo Klocke [18], com o aumento da velocidade de corte tem-se uma diminuição da resistência mecânica do material, devido ao aumento da temperatura na região do corte.

Figura 26: Força específica de corte, (a) com a variação da profundidade de corte e (b) avanço.

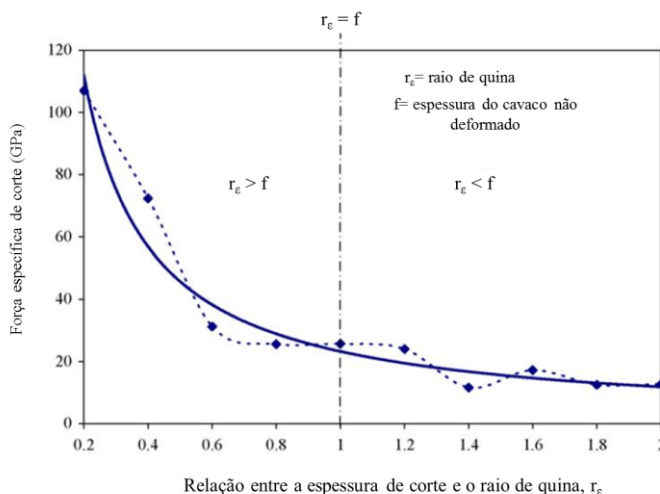


FONTE: Do autor.

A força específica de corte diminui aproximadamente 20% com o aumento da profundidade de corte de 0,5 mm para 1mm, mantendo-se a velocidade de corte constante em 200 m/min (Figura 26a). Para a velocidade de corte 100 m/min, tem-se uma diminuição da força específica em torno de apenas 5%, com o aumento da profundidade de corte de 0,5 mm para 1 mm. Com a variação do avanço (Figura 26b), nota-se que não há uma diferença significativa entre as forças específicas. Entretanto, com a variação da velocidade de corte (200 m/min para 100 m/min), nota-se que a força específica aumenta em torno de 60%.

Segundo Melkote [53], quando o raio de quina da ferramenta de corte é superior à profundidade de corte (vide Figura 12), ocorre o efeito chamado de “*size effect*”. Este efeito causa um aumento não-linear da força específica de corte (Figura 27), devido à variação da espessura do cavaco durante a usinagem, causado pela alta taxa de deformação plástica, que ocorre durante o processo.

Figura 27: Força específica de corte em função da relação entre o avanço e raio de quina f/r_e .



FONTE: Adaptado de Aramcharoen [54].

Entretanto, com o aumento da espessura do cavaco (Figura 27), tem-se uma diminuição da força específica de corte, devido ao raio de quina da ferramenta ser menor que a espessura de corte [54]. O comportamento verificado na presente pesquisa apresenta similaridade

com o verificado pelos autores Melkote [53], Aramcharoen [54] e Arsecularatne [55].

Para o material duplo compactado o $k_{c1.1}$ aumentou em torno de 10% com a diminuição da velocidade de corte de 200 m/min para a velocidade de corte de 100 m/min. Porém, a força específica de corte diminuiu em torno de 50%, com o aumento da profundidade de 0,5 mm para 1 mm.

Com a variação do avanço, a força específica de corte não apresentou uma diferença significativa, para o material duplo compactado. Entretanto, com a diminuição da velocidade de corte de 200 m/min, para 100 m/min, a força específica de corte aumenta em aproximadamente 40%. Assim, os resultados corroboram os obtidos por Aramcharoen [54].

Comparando-se o material simples compactado com o material duplo compactado, nota-se que a força específica de corte ($k_{c1.1}$) é superior em aproximadamente 20%, devido ao aumento da resistência mecânica do material duplo compactado. Segundo König e Klocke [7], com o aumento da resistência mecânica do material, tem-se um aumento da força específica, assim acarretando um aumento do consumo de energia para remover o material da peça.

4.2 ANÁLISE DOS CAVACOS

Neste item serão abordados os tipos e as formas dos cavacos gerados durante a usinagem dos materiais, bem como o fator de recalque dos mesmos.

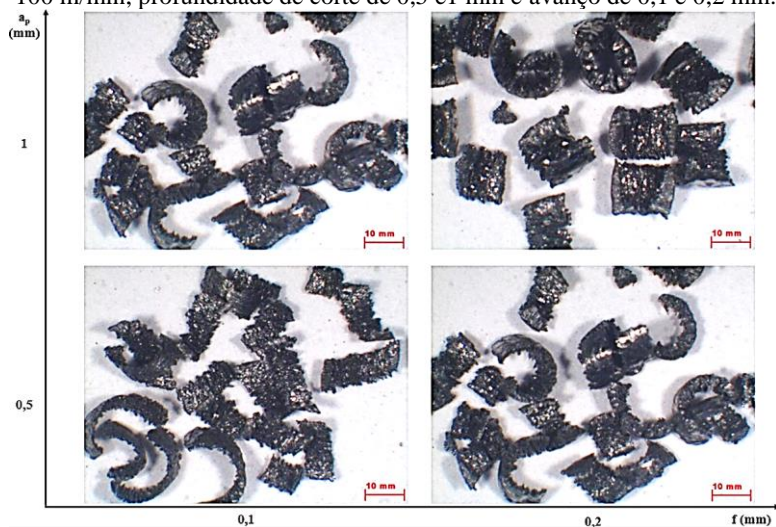
4.2.1 Tipo e Forma dos Cavacos

A forma e tipo de cavacos são função do material usinado e estão associados aos parâmetros de corte bem como à geometria da ferramenta de corte [18, 19, 20].

Na Figura 28 mostra os cavacos para o material simples compactado obtidos na usinagem com a velocidade de corte de 100 m/min, as profundidades de corte de 0,5 mm e 1 mm e o avanço de 0,1 para 0,2 mm.

Os cavacos formados para a variação do avanço de 0,1 mm para 0,2 mm tendem a formar um arco de espiral, independentemente da profundidade de corte empregada. Com o aumento da profundidade de corte de 0,5 mm para 1 mm e o avanço de 0,1 mm, os segmentos de espiral dos cavacos tendem a ficar mais longos.

Figura 28: Cavacos do material simples compactado, para a velocidade de corte 100 m/min, profundidade de corte de 0,5 e 1 mm e avanço de 0,1 e 0,2 mm.

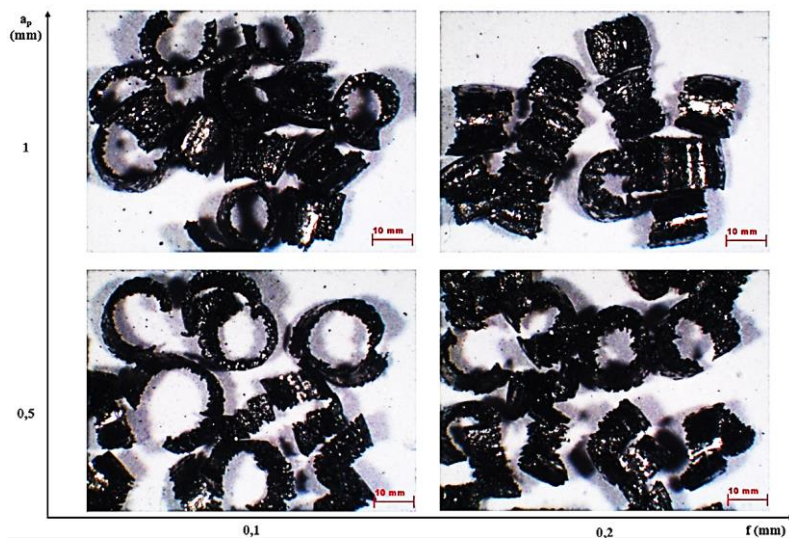


FONTE: Do autor.

De acordo com Hammes [16] e Pramanik *et al.* [56], os materiais compósitos apresentam descontinuidades na matriz, poros e partículas de grafita e h-BN, características estas que favorecem a formação de cavacos em forma de arco espiral durante o processo de usinagem. Nota-se, também, que quando o avanço e a profundidade de corte aumentam, a espessura e a largura do cavaco apresentaram aumento, o que ocorre devido ao aumento da sessão de corte e à alta taxa de deformação do material [19].

A Figura 29 apresenta os cavacos do material duplo compactado, para os ensaios com velocidade de corte de 100 m/min, tendo como variável a profundidade de corte e o avanço. Nota-se que os cavacos são em forma de arco espiral. Entretanto, com o aumento do avanço de 0,1 mm para 0,2 mm e da profundidade de corte 0,5 mm para 1 mm, os cavacos tendem a ficar mais curtos para ambos os casos. Porém, para a variação da profundidade de corte e avanço fixo em 0,1 mm, os cavacos possuem forma de espiral, se comparados com os obtidos para avanço de 0,2 mm.

Figura 29: Forma dos cavacos do material duplo compactado, para a velocidade de corte 100 m/min, profundidade de corte de 0,5 e 1 mm e avanço de 0,1 e 0,2 mm.



FONTE: Do autor.

Comparando-se as Figuras 28 e 29, verifica-se que a forma do cavaco é alterada para o material duplo compactado (Figura 29), devido à redução dos poros e ao aumento da resistência do material. Segundo König e Klocke [19], materiais que apresentam uma boa tenacidade e deformabilidade tendem a formar cavacos em forma de espiral. Entretanto, materiais que apresentam inclusões, poros e descontinuidade da matriz, tendem a formar cavacos em forma de segmentos de espiral durante o torneamento.

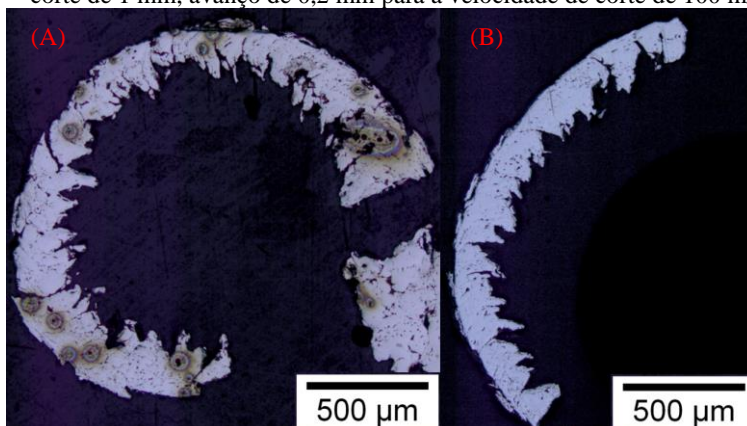
As formas dos cavacos obtidos com o emprego da velocidade de 200 m/min e variação da profundidade de corte e avanço encontram-se no Apêndice F, para o material simples compactado e duplo compactado.

Com o aumento da velocidade de corte os cavacos praticamente não mudaram de forma, mantendo-se na forma de vírgula, para o material simples compactado. Entretanto, para o material duplo compactado a forma do cavaco apresenta tendência de espiral.

A Figura 30 apresenta cortes longitudinais de cavacos formados na usinagem do material simples compactado (A) e duplo compactado (B). Os parâmetros de corte utilizados durante os ensaios foram, profundidade de corte variando em 0,5 mm e 1 mm, avanço de 0,1 mm e 0,2 mm e

velocidade de corte fixa em 100 m/min. Os cavacos são do tipo lamelar, independente da variação da profundidade de corte e avanço, para os dois materiais. Segundo Klocke [18], cavacos do tipo lamelar se formam devido à estrutura do material ser irregular ou quando vibrações levam a variações na espessura do cavaco.

Figura 30: Seção longitudinal de cavacos obtidos no torneamento (A) material simples compactado e (B) material duplo compactado, para a profundidade de corte de 1 mm, avanço de 0,2 mm para a velocidade de corte de 100 m/min.



FONTE: Do autor.

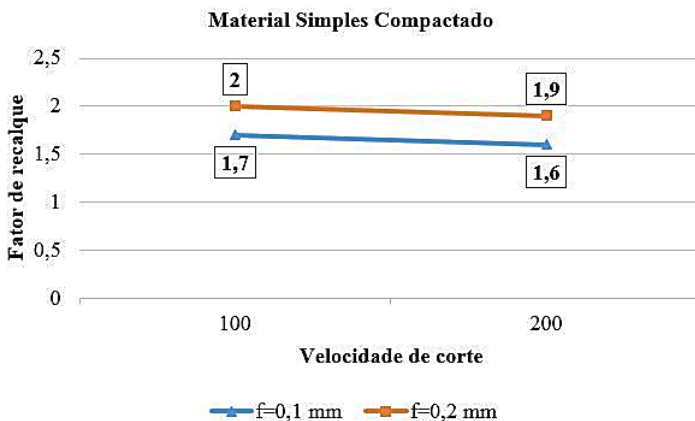
Segundo Gallab e Skalad [50] e Joshi *et al.* [57], em materiais compósitos de matriz metálica cavacos lamelares são normalmente formados. Segundo os autores, quando empregados avanços baixos, a deformação do cavaco é mais homogênea em toda sua espessura, o que pode levar uma formação de cavacos contínuos. Em avanço elevados, a formação de cavacos não é homogênea, o que ocorre devido ao aumento da espessura de corte, contribuindo para a formação de cavacos em forma de segmento de espiral. Da mesma forma, se for empregada uma velocidade de corte baixa, o efeito da deformação pode provocar uma deformação não-homogênea formando cavacos em forma de espiral, mas, com o aumento da velocidade de corte o efeito térmico pode reduzir a deformação não-homogênea dos cavacos, aumentando a ductilidade da matriz e produzindo cavacos curtos.

4.2.2 Fator de Recalque

O fator de recalque foi calculado medindo-se a espessura dos cavacos com um paquímetro. A Figura 31 apresenta os valores médios do fator de recalque do material simples compactado com a variação da velocidade de corte em 100 m/min e 200 m/min e avanço para valores de 0,1 mm e 0,2 mm. Com o aumento da velocidade de corte o fator de recalque tende a diminuir, sendo que o maior fator de recalque foi para a velocidade de corte de 100 m/min e avanço de 0,2 mm.

De acordo com Machado *et al.* [22], o aumento da velocidade de corte reduz a deformação plástica do material, devido à maior velocidade com que o material passa pela zona de cisalhamento primário. Neste caso, a baixa condutividade térmica do material faz com que a resposta às mudanças nas condições térmicas impostas pelo corte ocorra mais lentamente, exigindo um maior tempo (velocidade de corte menor) para que o calor gerado conduza ao amolecimento do material e promova uma maior deformação.

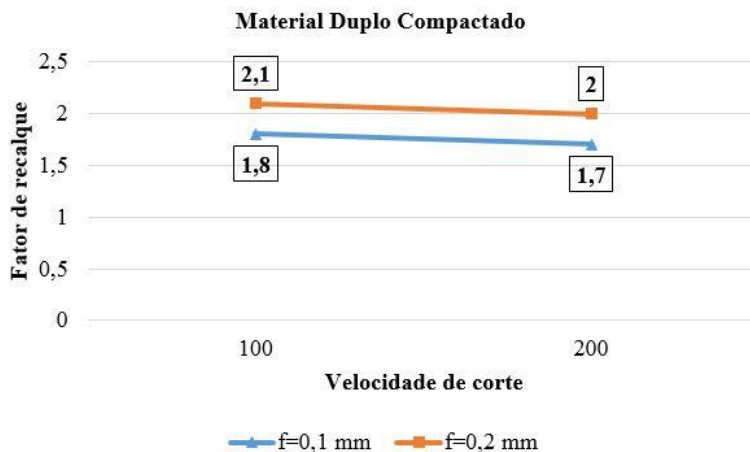
Figura 31: Fator de recalque para o material simples compactado, com a variação da velocidade de corte e avanço.



Na Figura 32 mostra o fator de recalque para o material duplo compactado, para cavacos obtidos nas velocidades de corte de 100 e 200 m/min e avanço de 0,1 e 0,2 mm. O fator de recalque diminui com aumento da velocidade de corte e aumenta com o aumento do avanço de 0,1 mm para 0,2 mm. Segundo Davim *et al.* [58], o fator de recalque é

influenciado pela velocidade de corte e avanço. Os autores observaram o mesmo resultado que o verificado neste trabalho.

Figura 32: Fator de recalque para o material duplo compactado, com a variação da velocidade de corte e avanço.



FONTE: Do autor.

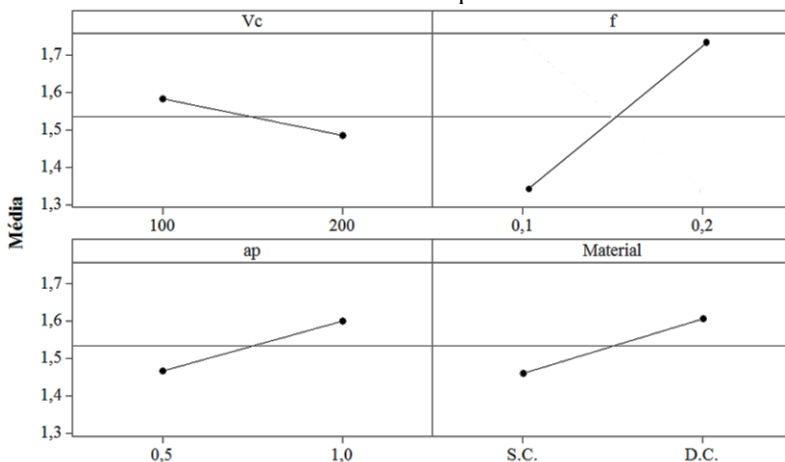
Comparando-se o material simples compactado (Figura 31) e o material duplo compactado (Figura 32), observa-se que o material duplo compactado apresenta um fator de recalque 5% superior ao material simples compactado. Segundo König e Klocke [19], o fator de recalque apresenta a taxa de deformação plástica do material durante a usinagem.

Para analisar qual parâmetro de corte teve maior influência sobre o fator de recalque, usou-se o gráfico de efeito para os valores do fator de recalque, tendo como variáveis os parâmetros de corte analisados, bem como a rota de fabricação dos corpos de prova (Figura 33).

Com o aumento de velocidade de corte, o fator de recalque tende a diminuir, devido ao aumento da temperatura gerada na região de corte [18, 19]. Entretanto, com o aumento do avanço de 0,1 mm para 0,2 mm, o fator de recalque tende a aumentar, devido ao aumento da espessura de corte “h”, assim aumentando a espessura do cavaco. Porém, com o aumento da profundidade de corte 0,5 mm para 1 mm, o fator de recalque aumenta, pois está relacionado com o aumento da largura de corte “b”, assim aumentando a largura do cavaco usinado. De acordo com Klocke [18] e Machado *et al.* [22], com o aumento dos parâmetros de corte (avanço e profundidade de corte), tem-se um aumento na taxa de

deformação plástica do material, assim proporcionando um aumento no fator de recalque.

Figura 33: Gráfico de efeito dos parâmetros de corte e rota de fabricação sobre o fator de recalque.



FONTA: Do autor.

A rota de fabricação influenciou no fator de recalque, no sentido que o fator de recalque é maior para o material duplo compactado, devido ao aumento da resistência mecânica, quando comparado ao material simples compactado. Entretanto, comparando-se o fator de recalque com as componentes da força de usinagem para o material simples compactado e duplo compactado, nota-se o mesmo comportamento para ambos os casos. Quando a velocidade de corte aumenta de 100 m/min para 200 m/min, reduzem-se as componentes da força de usinagem, bem como o fator de recalque.

De acordo com König e Klocke [19], com o aumento da velocidade de corte tem-se um aumento da temperatura na região de corte, tendo-se como resultado a redução da taxa de deformação do cavaco. Em consequência ocorre uma redução do fator de recalque e, portanto, no consumo de energia no processo de usinagem. Entretanto, com o aumento avanço de 0,1 mm para 0,2 mm, verifica-se um aumento no fator de recalque, assim ocasionando um aumento das componentes da força de usinagem. Segundo Klocke [18], com aumento do avanço, há um aumento nos esforços para remover o material da peça (cavaco),

resultando assim em um aumento do fator de recalque, devido à alta taxa de deformação do material durante a usinagem.

Segundo Weingaertner [59], o fator de recalque diminui com o aumento da velocidade de corte pois, mesmo havendo um aumento da temperatura na raiz do cavaco e seu respectivo amolecimento com o aumento da velocidade de corte, o material sofre um forte encruamento devido a deformação plástica. Este encruamento se recupera devido as temperaturas elevadas. Porém a recuperação é muito mais lenta que o tempo de passagem do cavaco na região de formação do cavaco (zona de cisalhamento primária). Consequentemente, o fator de recalque diminui. Para menores velocidades de corte o encruamento também acontece, porém, a recuperação é mais eficiente (a passagem pela região de cisalhamento primária é mais lenta – recupera mais), embora a temperatura seja um pouco mais baixa que para altas velocidades de corte.

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

Neste capítulo serão apresentadas as principais conclusões obtidas através da análise dos resultados, como também sugestões para trabalhos futuros.

5.1 CONCLUSÕES

No presente trabalho foram realizados ensaios de torneamento com materiais compósitos autolubrificantes de matriz metálica, com duas rotas de fabricação diferentes, com o propósito de analisar as componentes da força de usinagem, tipo e forma de cavaco e o fator de recalque.

Com relação à força de usinagem, para o material simples compactado, a variação dos parâmetros corte influenciou significativamente nas componentes da força de usinagem.

A variação da velocidade de corte resultou em uma redução de todas as componentes da força de usinagem em torno de 10%, quando utilizada a velocidade de corte de 200 m/min.

Com relação à variação da profundidade de corte e do avanço, estas influenciaram significativamente nas componentes da força de usinagem. O aumento da profundidade de corte de 0,5 mm para 1 mm, todas as componentes da força de usinagem aumentaram em aproximadamente 40%. O mesmo comportamento ocorreu para a variação do avanço de 0,1 mm para 0,2 mm, ocorrendo o aumento de todas as componentes da força de usinagem em torno de 35%. Devido ao material simples compactado apresentar uma quantidade de poros e descontinuidade da matriz, o comportamento das componentes da força de usinagem, não apresentou um aumento proporcional.

Em relação às componentes da força de usinagem para o material duplo compactado, o mesmo comportamento observado com a variação dos parâmetros de corte nos ensaios realizados com os materiais simples compactados foi observado nos ensaios realizados com os materiais duplos compactos, no entanto os valores obtidos foram diferentes. O material duplo compactado apresenta uma resistência mecânica superior em torno de 50%, quando comparado com o material simples compactado. Em decorrência dessa característica, as componentes da força de usinagem foram superiores aos materiais simples compactados.

A rota de fabricação, assim como a variação da profundidade de corte e avanço, acarretou uma alteração significativa na força de

usinagem. Já com relação à velocidade de corte, variações neste parâmetro apresentaram influência bastante pequena no valor da força de usinagem.

O raio de quina teve influência significativa na força passiva, em relação a variação da profundidade de corte, tornando a força passiva superior à força de avanço, quando o $r_e > a_p$. Este aumento na força passiva deve-se à alta taxa de deformação do material e à influência do ângulo de direção do gume.

As forças específicas $k_{c1.1}$, para o material simples compactado e duplo compactado, assemelham-se com o ferro fundido cinzento. Entretanto, os valores são diferentes, devido as diferenças nas propriedades mecânicas dos materiais, geometria da ferramenta utilizada, revestimento da ferramenta, entre outros fatores.

Com relação aos cavacos formados durante a usinagem dos materiais, tanto o material duplo compactado como o simples compactado formaram cavacos em forma de arco espiral e espiral, entretanto o tipo se manteve constante, sendo o mesmo do tipo lamelar.

A forma do cavaco foi influenciada pela variação da profundidade de corte, do avanço e da rota de fabricação. Com o aumento da profundidade de corte, de 0,5 mm para 1 mm, o cavaco apresentou uma forma de arco espiral.

Com a variação do avanço, o cavaco ficou em forma de arco espiral para o avanço de 0,2 mm e em forma de espiral para o avanço de 0,1 mm. Porém, para o material simples compactado, o cavaco apresenta uma tendência em permanecer na forma de arco espiral, enquanto para o material duplo compactado o cavaco apresenta a forma de arco espiral, mas com tendência a ficar na forma de 'espiral'.

O fator de recalque apresentou diferença significativa para os dois materiais, entretanto, apresentou uma tendência para o material duplo compactado possuir um fator de recalque superior na maioria dos ensaios em torno de 5%, quando comparado ao material simples compactado. Isto significa que o consumo de energia para usinar o material é superior, se comparado com o material simples compactado.

5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A seguir serão apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros relacionados ao torneamento de materiais autolubrificantes de matriz metálica:

- Aprofundar os estudos na usinagem destes materiais com outras geometrias de ferramentas;
- Analisar a superfície usinada dos dois materiais, tanto a textura como a integridade da superfície;
- Analisar o comportamento das componentes da força de usinagem em outros processos de usinagem com geometria definida e não definida;
- Analisar a influência dos diferentes tipos de revestimentos nas ferramentas de corte;
- Analisar o desgaste da ferramenta de corte, aplicando critérios de fim de vida.

REFERÊNCIAS

1. ALMEIDA, I. M. G.; BARBOSA, C. R. F.; FONTES, F. A. O. **Atrito, Desgaste e Lubrificação em Compressores Herméticos de Refrigeração – Análise de Patentes.** VI Congresso de Pesquisa e Inovação da Rede Norte e Nordeste de Educação Tecnológica. p. 10, Natal-RN, 2011.
2. BINDER, C. **Desenvolvimento de Novos Tipos de Aços Sinterizados Autolubrificantes a Seco com Elevada Resistência Mecânica Aliada ao Baixo Coeficiente de Atrito Via Moldagem de Pós por Injeção.** 2009. 170 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2009.
3. TETI, R. **Machining of Composite Materials.** CIRP Annals – Manufacturing Technology. Vol. 51, p 611-634, 2002.
4. GERMAN, R. M.; BOSE, A. **Injection Molding of Metals and Ceramics.** Metal Powder Industries Federation. Princeton, NJ, 1997.
5. WALKER, J. M. **Handbook of Manufacturing Engineering.** New York: Marcel Dekker, 1996.
6. TRENT, E. M.; WRIGHT, P.K. **Metal Cutting.** 4 ed. Woburn: Butterworth-Heinemann, 2000.
7. KÖNIG, W; KLOCKE, F. **Tecnologia da Usinagem com Ferramenta de Corte de Geometria Definida – Parte I.** Traduzido por Prof. Dr.-Ing. Walter Lindolfo Weingaertner e Prof. Dr. Eng. Rolf Bertrand Schroeter, do livro "Fertigungsverfahren - Drehen, Bohren, Fräsen". Universidade Federal de Santa Catarina – Florianópolis, 2002.
8. FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais.** São Paulo: Editora Edgard Blucher, p. 751, 2003.
9. MERLO, A. M. **The contribution of Surface Engineering to the Product Performance in the Automotive Industry.** Surface and Coatings Technology. Vol. 174-175, p 21-26, 2003.

10. SURESHA, S.; SRIDHARA, B. K. **Friction Characteristics of Aluminium Silicon Carbide Graphite Hybrid Composites**. Materials and Design. Vol. 34, p 576-583, 2012.
11. TED GUO, M. L.; TSAO, C. -Y. A. **Tribological Behavior of Self-lubricating Aluminium/SiC/graphite Hybrid Composites Synthesized by the Semi-solid Powder-densification Method**. Composites Science and Technology. Vol. 60, p 65-74, 2000.
12. VALEFI, M. **Wear and Friction of Selflubricating CuO-TZP Composites**. 2012 123 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Curso de Engenharia Mecânica, Universidade do Twente, Tewnte, 2012.
13. ERDEMIR A. **Solid Lubricants and Self-lubricating Films**, "Handbook of Modern Tribology" CRC Press, p. 787-818, 2001.
14. CLAUSS, F. J. **Solid Lubricants and Self-Lubricating Solids**. New York and London: Academic Perss, p. 260, 1972.
15. HAMMES, G.; SCHROEDER, R. BINDER, C.; KLEIN, A. N.; DE MELLO, J. D. B. **Effect of Double Pressing/double Sintering on the Sliding Wear of Self-lubricating Sintered Composites**. Tribology International, Vol. 70, p. 119-127, 2014.
16. HAMMES, G. **Aços Sinterizados Autolubrificantes a Seco com Elevada Resistência Mecânica Associada a Baixo Coeficiente de Atrito**. 2011. 89 p. Tese (Doutorado em Engenharia de Materiais) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2011.
17. THÜMMLER, F.; OBERACKER, R. **An Introduction to Powder Metallurgy**. The Institute of Materials 1 Carlton House Terrace London, 1993.
18. KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 1** - (Translated by Aaron Kuchle) Berlim: Springer, 2011.
19. KÖNIG, W., KLOCKE, F., **"Fertigungsverfahren 1. Drehen, Fräsen, Bohren"**. 5 ed., Springer-Verlag GmbH, Berlin, Deutschland, 1997.

20. DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 3 ed. São Paulo: Artliber, 2001.
21. CALLISTER, W. D. J. **Fundamentals of Materials Science and Engineering: An Integrated Approach**. 2 ed. New York: John Wiley&Sons, Inc., 2005.
22. MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, Reginaldo Teixeira; SILVA, Márcio Bacci. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 2 ed. São Paulo: Blucher, 2011.
23. WEINERT, K. **Machining of Light-Metal Matrix Composites, STC-C Technical Presentation**, January CIRP Meeting, Paris, 2000.
24. ABIA, A. I. F.; GARCIA, J. B.; LACALLE, L. N. L. **High-Performance Machining of Austenitic Stainless Steels. Mechanical Engineering Series**, p. 29 – 90, 2013.
25. KAYNAK, Y.; ROBERTSON, S. W.; KARACA, H. E.; JAWAHIR, I. S. **Progressive Tool-wear in Machining of Room-temperature Austenitic NiTi alloys: The Influence of Cooling/Lubricating, Melting, and Heat Treatment Conditions**. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 215, p. 95-104, 2015.
26. CORDES, S. E. **Thermal Stability of Y-alumina PVD Coatings and Analysis of their Performance in Machining of Austenitic Stainless Steels**. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, Vol. 5, p. 20-25, 2012.
27. CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros Fundidos**. 7 ed. ampl. e rev. São Paulo: ABM, 2012.
28. UHLMANN, E.; FLÖGEL, K.; SAMMLER, F.; RIECK, I. DETHLEFS, A. **Machining of Hypereutectic Aluminum Silicon Alloys**. Procedia CIRP, Vol. 14, p. 223-228, 2014.
29. DAVIM, J. P. **Machining Fundamentals and Recent Advances**. London: Springer, 2008.

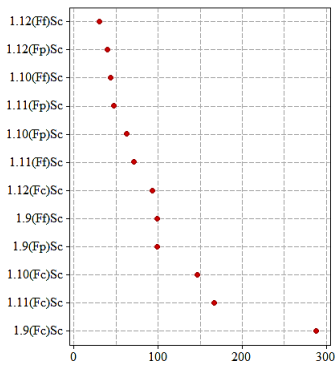
30. YOUSSEF, H. A.; HOFY, H. E. **Machining Technology: Machining Tools and Operations**. Washington: Taylor & Francis Group, 2008.
31. SANDVIK COROMANT. **Metal Cutting Technology: Training Handbook**. Suécia, 2013.
32. CHENG, K. **Machining Dynamics - Fundamentals, Applications and Practices**. Springer, 2009.
33. ASTAKHOV, V; P. **Tribology of Metal Cutting**. England: Elsevier, 2006.
34. DIN 6548: **Begriffe der Zerspantechnik; Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen**. Deutsches Institut für Normung (Hrsg.), Berlin: Beuth Veelang., 1982.
35. ZHANG, G.; GUO, C. **Modeling of Cutting Force Distribution on Tool Edge in Turning Process**. Procedia Manufacturing, Vol. 1, p. 454-465, 2015.
36. MERKBLATT 137. **Zerspanen von Stahl**. Stahl Informations Zentrum, Düsseldorf, 2008.
37. SCHROETER, R. B. **Usinagem de ultraprecisão de elementos ópticos transmissivos no espectro infravermelho**. 1997. 243f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, 1997.
38. SPENRATH, N. M. **Technologische Aspekte zum Feinstdrehen von Kupferspiegeln**. 1991. 152f. Tese (Doutorado em Engenharia), Aachen. RWTH-Aachen, 1991.
39. METALS HANDBOOK. **Machining**. 9º ed. USA: ASM International, 1989. Vol. 16. 1989p.
40. WYEN, C. F.; WEGENER, K. **Influence of Cutting Edge Radius on Cutting Forces in Machining Titanium**. CIRP Annals, Vol. 59, p. 93–96, 2010.

41. STEMER, C. E. **Ferramenta de corte I**. 7^a. ed. Florianópolis: UFSC, 2007. 314 p.
42. SANDVIK COROMANT. **Modern Metal Cutting: A Practical Handbook**, Suécia, 1994.
43. MANGONI, C. **Determinação Teórico-experimental de Forças e Análise Dinâmica**. 2004. Dissertação (Mestrado em engenharia mecânica) Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, 2004.
44. BORBA, V. R.; **Análise da força de usinagem e da rugosidade no torneamento de aços endurecidos com ferramentas de pcbn e de metal-duro**. 2016. Dissertação (Mestrado em engenharia mecânica) Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, 2016.
45. CRUZ, F. B. C.; **Modelagem, controle e emprego de robôs em processos de usinagem**. 2010. Tese (Doutorado em engenharia mecânica) Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, 2010.
46. MONTGOMERY, D. C.; RUNGER, G. C. **Applied Statistics and Probability for Engineers**. 2 ed. New York: John Wiley&Sons, Inc., 2003.
- 47.
48. SHOBA, Ch.; RAMANAIAH, N.; NAGESWARA RAO, D. **Effect of reinforcement on the cutting forces while machining metal matrix composites – An experimental approach**. Engineering Science and Technology, an International Journal. Vol. 18, p. 658-663, 2015.
49. YALLESE, M. A.; CHAOUI, K.; ZEGHIB, N.; BOULANOVAR, L.; RIGAL, J. **Hard machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool**. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 209, p. 1092-1104, 2009.
50. EL-GALLAB, M.; SKLAD, M. **Machining of Al/SiC particle metal-matrix composites: Part I: Tool performance**. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 83, p. 151-158, 1998.

51. MALAKIZADI, A.; GRUBER, H.; SADIK, I.; NYBORG, L. **An FEM – based approach for tool wear estimation in machining.** Wear. Vol. 368-369, p. 10-24, 2016.
52. PRAMANIK, A.; ZHANG, L.C. ARSECULARATNE, J. A. **Prediction of cutting force in machining of metal matrix composites.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 46, p. 1795-1803, 2006.
53. MELKOTE, C.; RAHMAN, N.; KUMAR, M. **Experimental study of micro and nano-scale cutting of aluminum 7075-T6.** International Journal Machine Tool Manufacture, Vol. 46, p. 36-929, 2006.
54. ARAMCHAROEN, A.; MATIVENGA, P.T. **Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel.** Precision Engineering, Vol. 33, p. 402-402, 2009.
55. ARSECULARATNE, J. A. **On tool-chip interface stress distributions, ploughing force and size effect in machining.** International Journal Machine Tool Manufacture, Vol. 37, p. 885-899, 1997.
56. PRAMANIK, A.; ZHANG, L.C. ARSECULARATNE, J. A. **Machining of metal matrix composites: Effect of ceramic particles on residual stress, surface roughness and chip formation.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 48, p. 1613-1625, 2008.
57. JOSHI, S. S.; RAMAKRISHNAN, N.; RAMAKRISHNAN, P. **Analysis of chip breaking during orthogonal machining of Al/SiC composite.** Journal of Materials Processing Technology, Vol. 88, p. 90-96, 1999.
58. DAVIM, J. P.; SILVA, J.; BAPTISTA, A. M. **Experimental cutting model of metal matrix composites (MMCs).** Journal of Materials Processing Technology, Vol. 183, p. 358-362, 2007.
59. WEINGAERTNER, W. L.; **Explicação do fator de recalque.** Dia 2 de junho de 2017.

APÊNDICE A - Teste de hipótese do material simples compactado

Teste de hipótese para o material simples compactado com velocidade de corte de 100 m/min e variação da profundidade de corte (0,5 mm e 1 mm) e avanço (0,1 mm e 0,2 mm).



FONTE: Do autor.

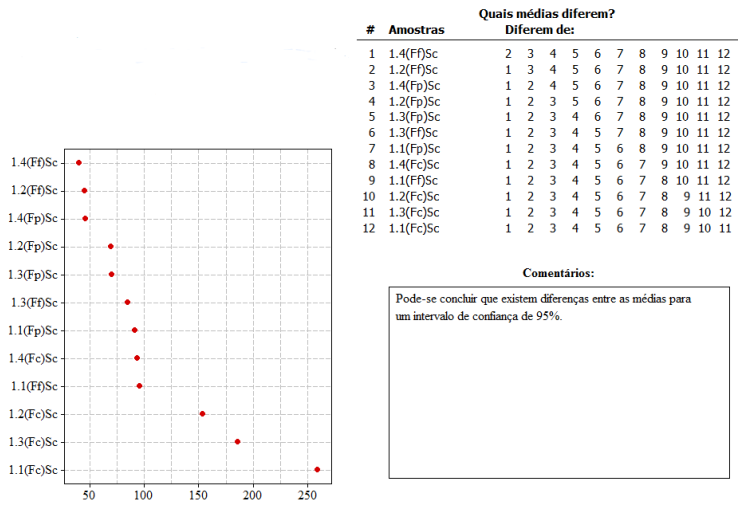
		Quais médias diferem?											
#	Amostras	Diferem de:											
1	1.12(Ff)Sc	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
2	1.12(Fp)Sc	1	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
3	1.10(Ff)Sc	1	2	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
4	1.11(Fp)Sc	1	2	3	5	6	7	8	9	10	11	12	
5	1.10(Fp)Sc	1	2	3	4	6	7	8	9	10	11	12	
6	1.11(Ff)Sc	1	2	3	4	5	7	8	9	10	11	12	
7	1.12(Fc)Sc	1	2	3	4	5	6	8	9	10	11	12	
8	1.9(Ff)Sc	1	2	3	4	5	6	7	10	11	12		
9	1.9(Fp)Sc	1	2	3	4	5	6	7	10	11	12		
10	1.10(Fc)Sc	1	2	3	4	5	6	7	8	9	11	12	
11	1.11(Fc)Sc	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	12	
12	1.9(Fc)Sc	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	

Comentários:

Pode-se concluir que existe diferenças entre as médias para um intervalo de confiança de 95%.

Aplicando o teste de hipótese, conforme Montgomery e Runger [46], nos resultados obtidos nos ensaios 1.9 a 1.12, verifica-se que a média dos dados apresenta poucas diferenças significativas entre os ensaios. Entretanto, para o ensaio 1.9, a força passiva e a força de avanço não apresentam diferença significativa nos valores médios.

Teste de hipótese para o material simples compactado com velocidade de corte de 200 m/min e variação da profundidade de corte (0,5 mm e 1 mm) e avanço (0,1 mm e 0,2 mm).

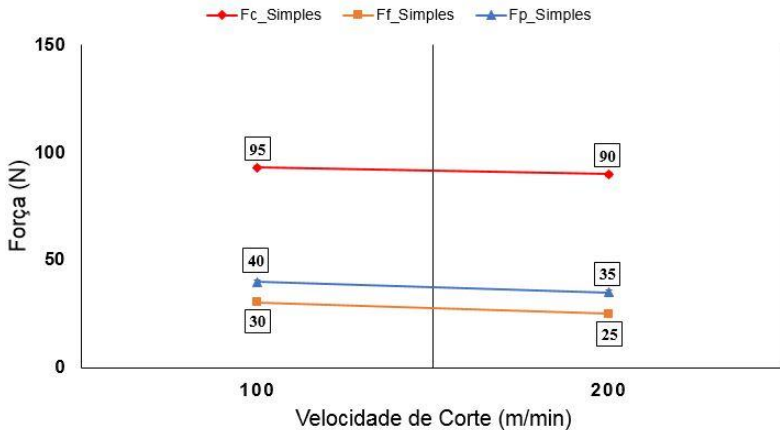


FONTE: Do autor.

Aplicando o teste de hipótese, conforme Montgomery e Runger [46], nos resultados obtidos dos ensaios 1.1 a 1.4, verifica-se que a média dos dados apresenta poucas diferenças significativas entre os ensaios.

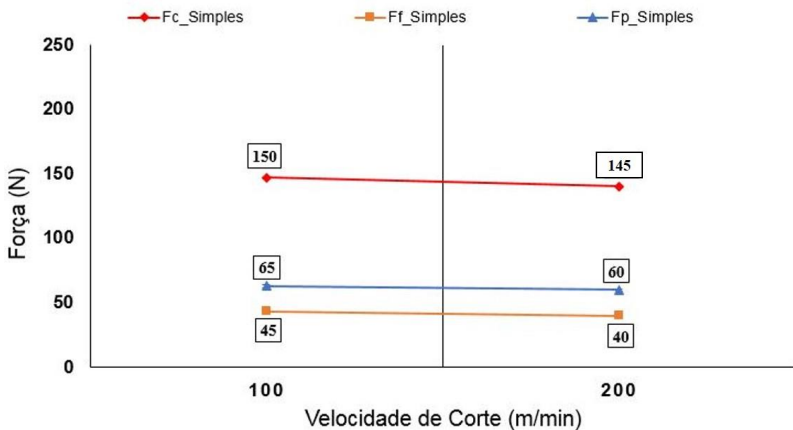
APÊNDICE B - Gráficos das componentes da força de usinagem, com a variação da velocidade de corte, profundidade de corte e avanço, para o material simples compactado.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação da velocidade de corte entre 100 m/min e 200 m/min, mantendo a profundidade de corte fixa em 0,5 mm e avanço fixo em 0,1 mm.



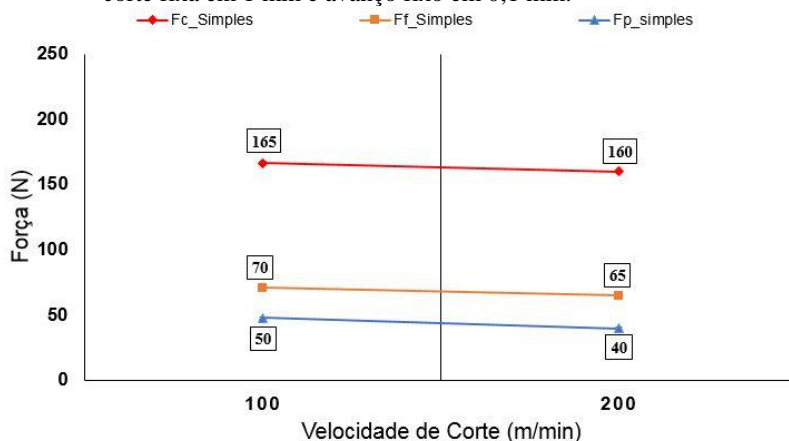
FONTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação da velocidade de corte entre 100 m/min e 200 m/min, mantendo a profundidade de corte fixa em 0,5 mm e avanço fixo em 0,2 mm.



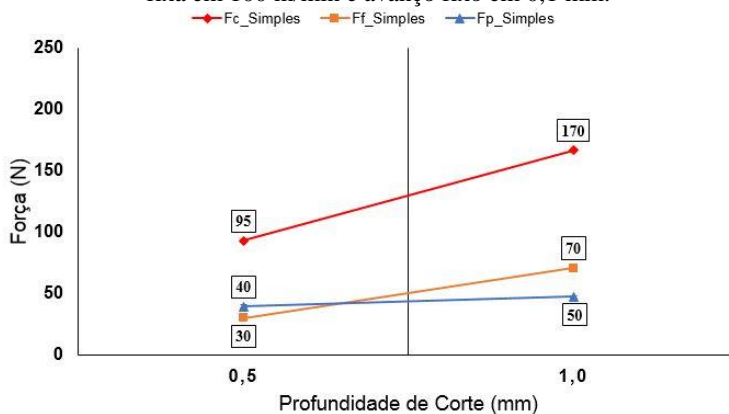
FONTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação da velocidade de corte entre 100 m/min e 200 m/min, mantendo a profundidade de corte fixa em 1 mm e avanço fixo em 0,1 mm.



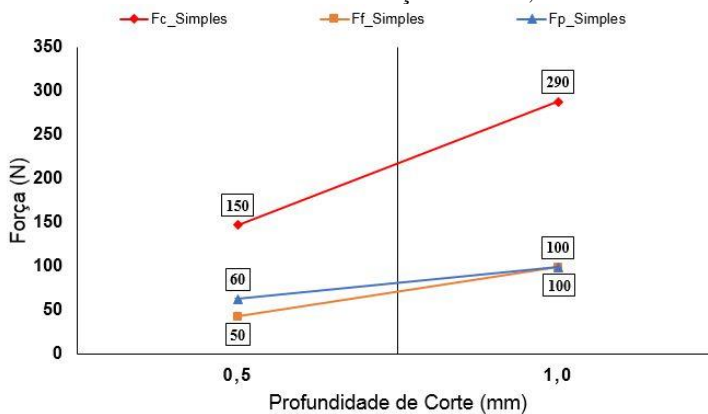
FONTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação da profundidade de corte entre 0,5 mm e 1 mm, mantendo a velocidade de corte fixa em 100 m/min e avanço fixo em 0,1 mm.



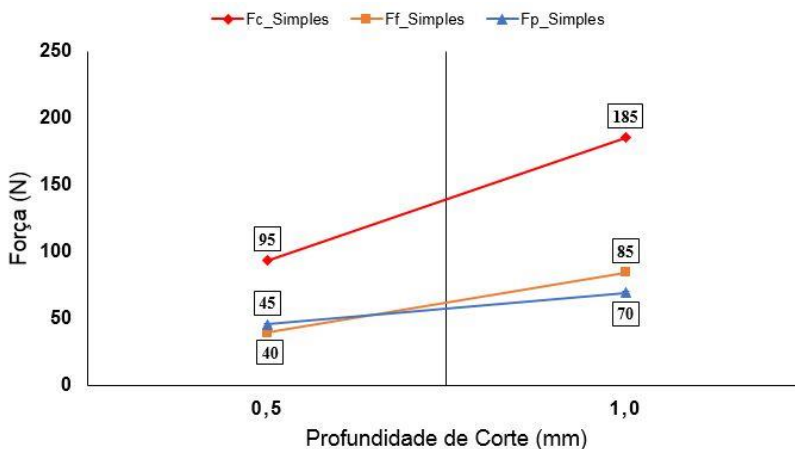
FONTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação da profundidade de corte entre 0,5 mm e 1 mm, mantendo a velocidade de corte fixa em 100 m/min e avanço fixo em 0,2 mm.



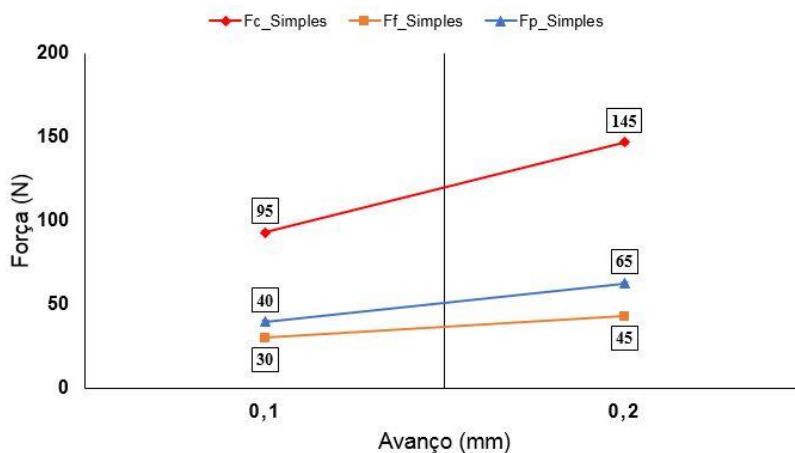
FORTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação da profundidade de corte entre 0,5 mm e 1 mm, mantendo a velocidade de corte fixa em 200 m/min e avanço fixo em 0,1 mm.



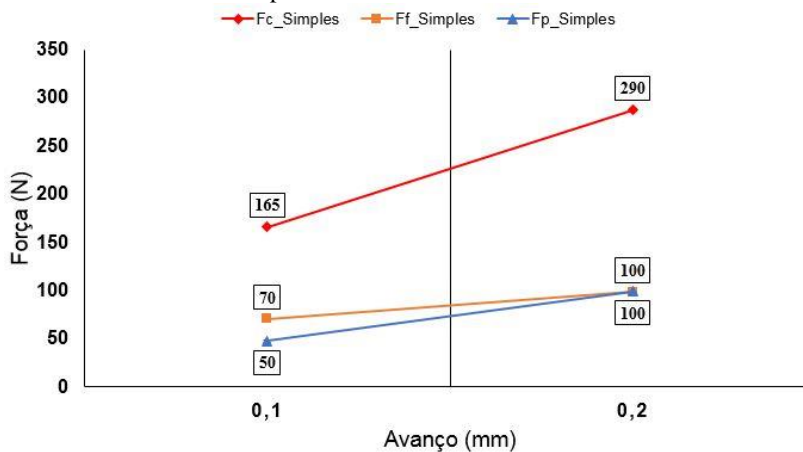
FORTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação do avanço entre 0,1 mm e 0,2 mm, mantendo a velocidade de corte fixa em 100 m/min e profundidade de corte fixa em 0,5 mm.



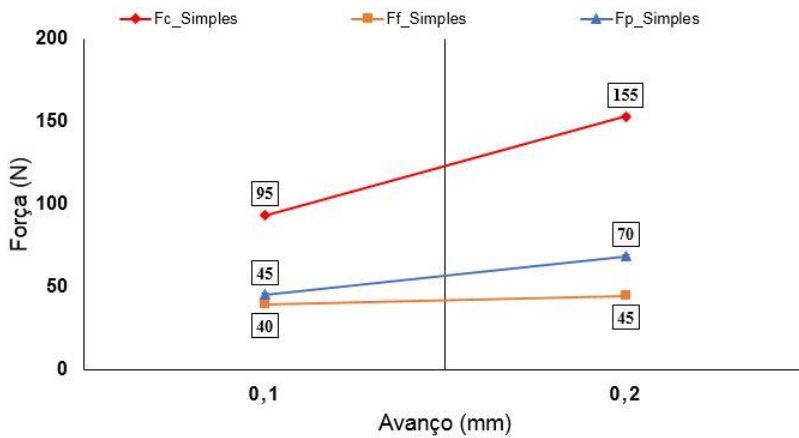
FONTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação do avanço entre 0,1 mm e 0,2 mm, mantendo a velocidade de corte fixa em 100 m/min e profundidade de corte fixa em 1 mm.



FONTE: Do autor.

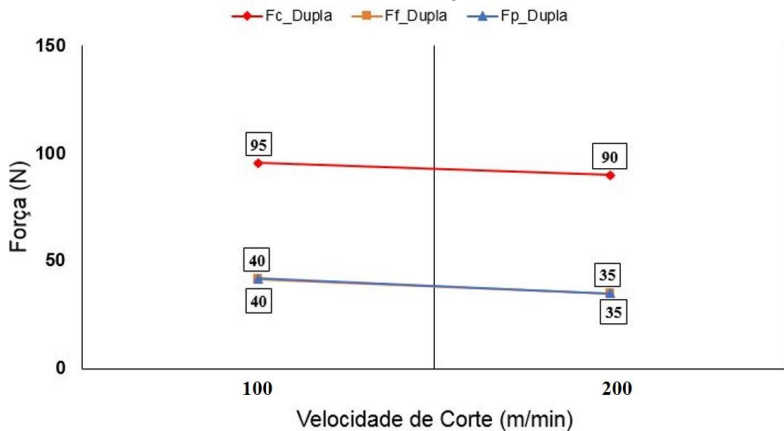
Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação do avanço entre 0,1 mm e 0,2 mm, mantendo a velocidade de corte fixa em 200 m/min e profundidade de corte fixa em 0,5 mm.



FONTE: Do autor.

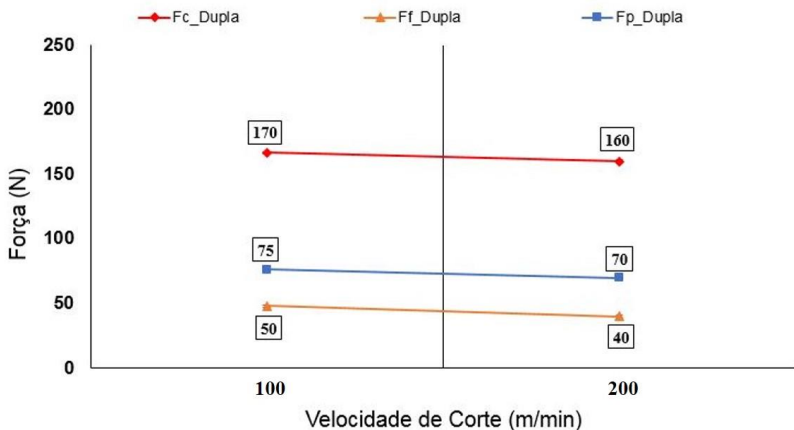
APÊNDICE C - Gráficos das componentes da força de usinagem, com a variação da velocidade de corte, profundidade de corte e avanço, para o material duplo compactado.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação da velocidade de corte entre 100 m/min e 200 m/min, mantendo a profundidade de corte fixa em 0,5 mm e avanço fixo em 0,1 mm.



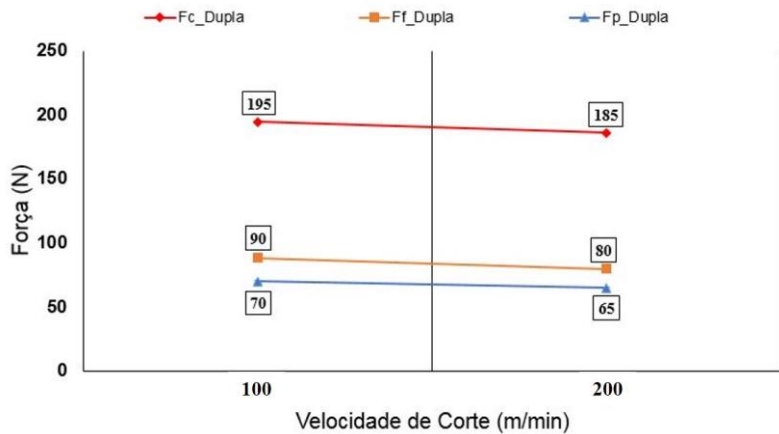
FONTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação da velocidade de corte entre 100 m/min e 200 m/min, mantendo a profundidade de corte fixa em 0,5 mm e avanço fixo em 0,2 mm.



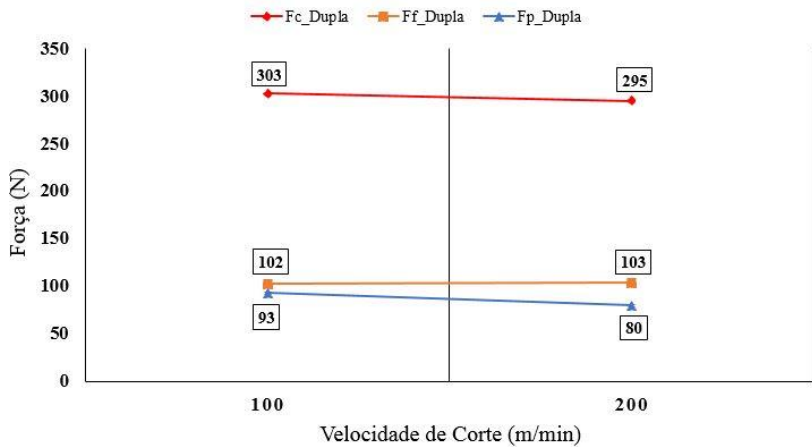
FONTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação da velocidade de corte entre 100 m/min e 200 m/min, mantendo a profundidade de corte fixa em 1 mm e avanço fixo em 0,1 mm.



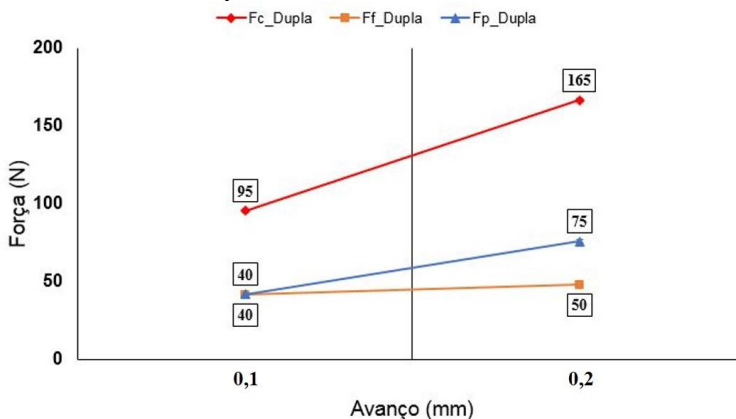
FONTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação da velocidade de corte entre 100 m/min e 200 m/min, mantendo a profundidade de corte fixa em 1 mm e avanço fixo em 0,2 mm.



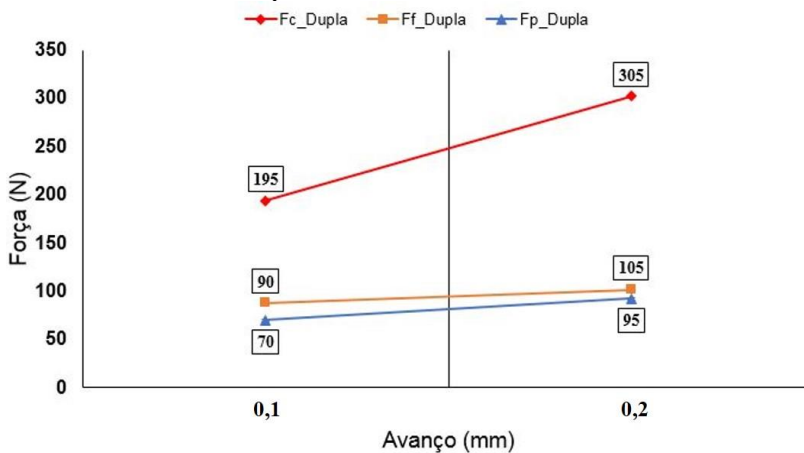
FONTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação do avanço entre 0,1 mm e 0,2 mm, mantendo a velocidade de corte fixa em 100 m/min e profundidade de corte fixa em 0,5 mm.



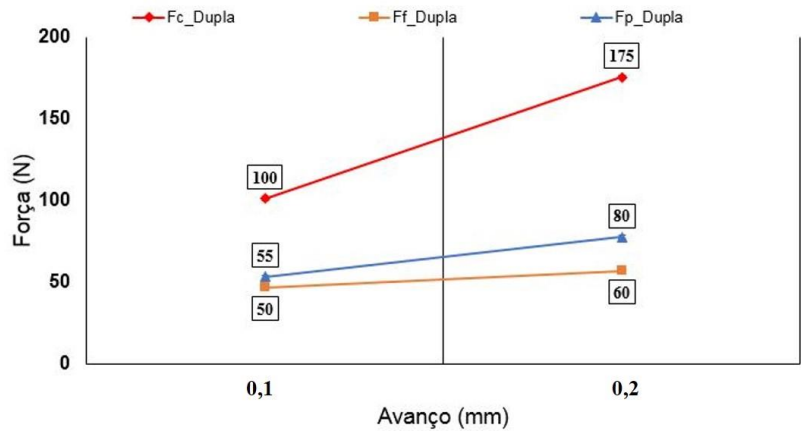
FONTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação do avanço entre 0,1 mm e 0,2 mm, mantendo a velocidade de corte fixa em 100 m/min e profundidade de corte fixa em 1 mm.



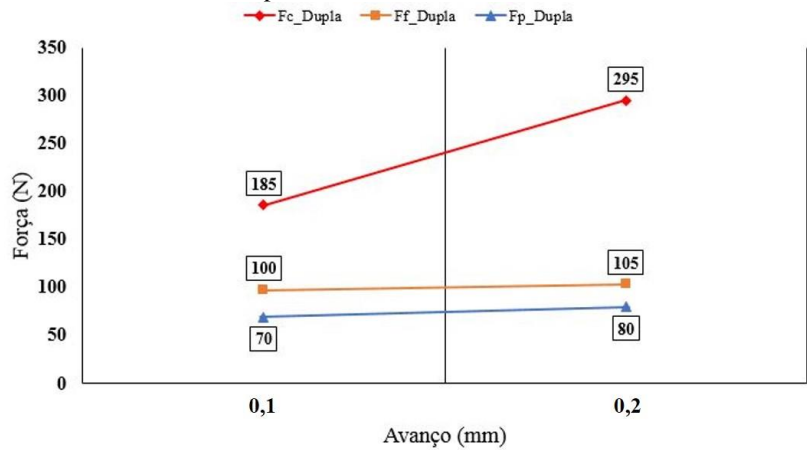
FONTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação do avanço entre 0,1 mm e 0,2 mm, mantendo a velocidade de corte fixa em 200 m/min e profundidade de corte fixa em 0,5 mm.



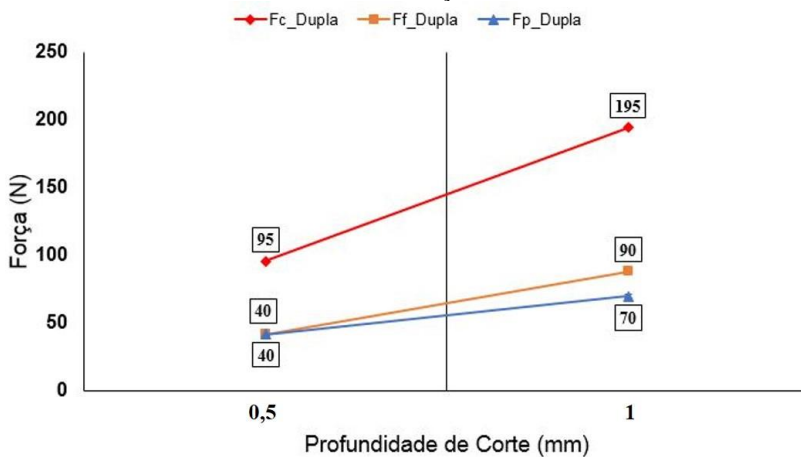
FONTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação do avanço entre 0,1 mm e 0,2 mm, mantendo a velocidade de corte fixa em 200 m/min e profundidade de corte fixa em 1 mm.



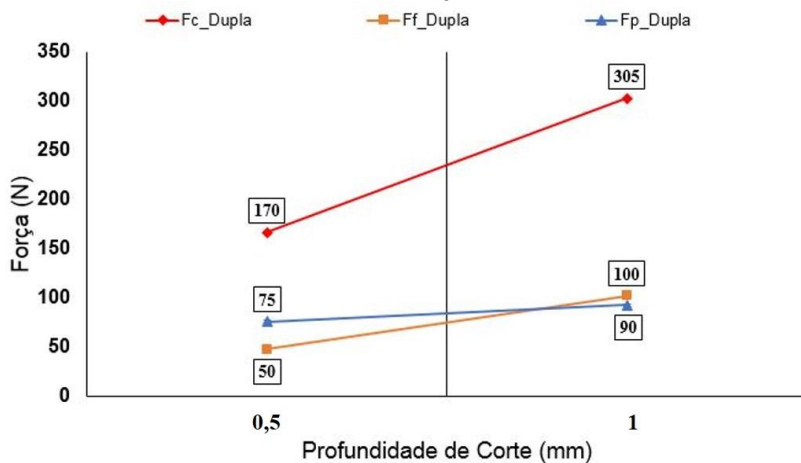
FONTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação da profundidade de corte entre 0,5 mm e 1 mm, mantendo a velocidade de corte fixa em 100 m/min e avanço fixo em 0,1 mm.



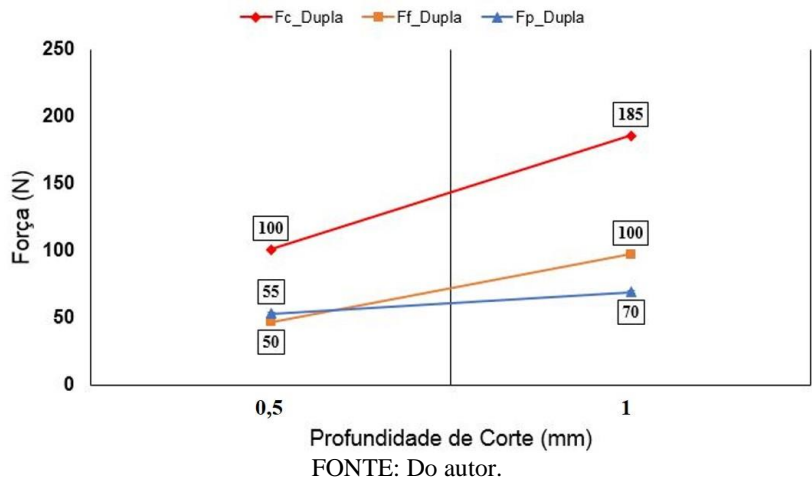
FORTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação da profundidade de corte entre 0,5 mm e 1 mm, mantendo a velocidade de corte fixa em 100 m/min e avanço fixo em 0,2 mm.



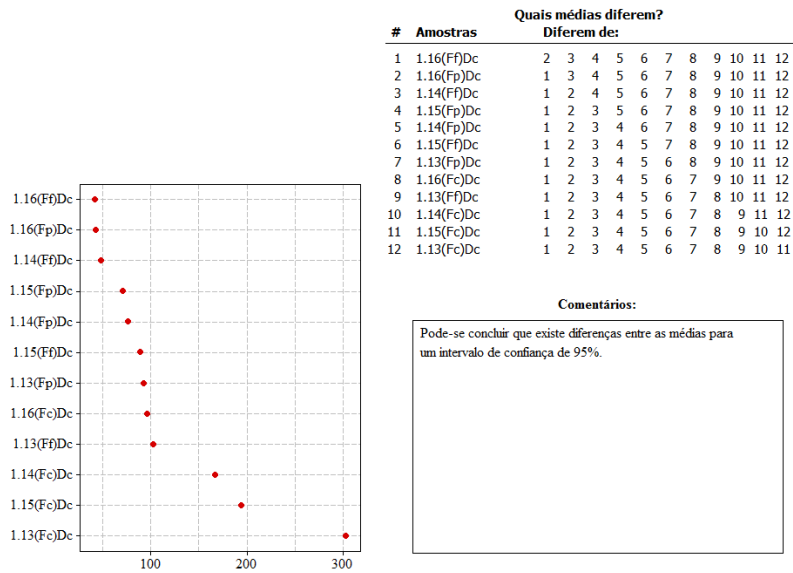
FORTE: Do autor.

Gráfico das componentes da força de usinagem, em função da variação da profundidade de corte entre 0,5 mm e 1 mm, mantendo a velocidade de corte fixa em 200 m/min e avanço fixo em 0,1 mm.



APÊNDICE D – Teste de hipótese do material duplo compactado

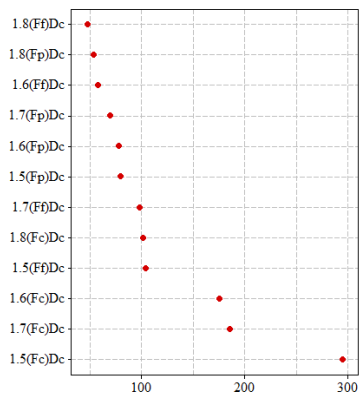
Teste de hipótese para o material duplo compactado, com velocidade de corte de 100 m/min e variação da profundidade de corte (0,5 mm e 1 mm) e avanço (0,1 mm e 0,2 mm).



FONTE: Do autor.

Aplicando o teste de hipótese, conforme Montgomery e Runger [46], nos resultados obtidos dos ensaios 1.13 a 1.16, verifica-se que a média dos dados apresenta poucas diferenças significativas entre os ensaios.

Teste de hipótese para o material duplo compactado, com velocidade de corte de 200 m/min e variação da profundidade de corte (0,5 mm e 1 mm) e avanço (0,1 mm e 0,2 mm).



FONTE: Do autor.

Quais médias diferem?											
#	Amostras	Diferem de:									
1	1.8(Ff)Dc	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11 12
2	1.8(Fp)Dc	1	3	4	5	6	7	8	9	10	11 12
3	1.6(Ff)Dc	1	2	4	5	6	7	8	9	10	11 12
4	1.7(Fp)Dc	1	2	3	5	6	7	8	9	10	11 12
5	1.6(Fp)Dc	1	2	3	4	6	7	8	9	10	11 12
6	1.5(Fp)Dc	1	2	3	4	5	7	8	9	10	11 12
7	1.7(Ff)Dc	1	2	3	4	5	6	8	9	10	11 12
8	1.8(Fc)Dc	1	2	3	4	5	6	7	9	10	11 12
9	1.5(Ff)Dc	1	2	3	4	5	6	7	8	10	11 12
10	1.6(Fc)Dc	1	2	3	4	5	6	7	8	9	11 12
11	1.7(Fc)Dc	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10 12
12	1.5(Fc)Dc	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10 11

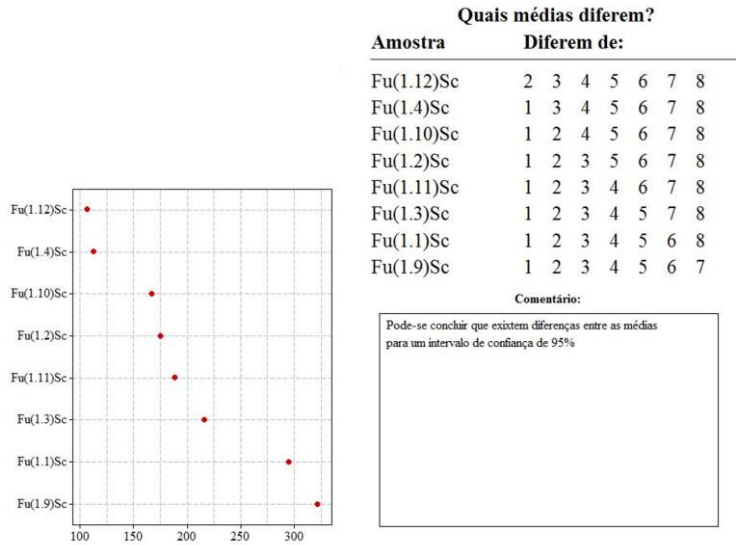
Comentários

Pode-se concluir que existe diferenças entre as médias para um intervalo de confiança de 95%.

Aplicando o teste de hipótese, conforme Montgomery e Runger [46], nos resultados obtidos dos ensaios 1.5 a 1.8, verifica-se que a média dos dados apresenta poucas diferenças significativas entre os ensaios.

APÊNDICE E – Teste de hipótese da força de usinagem para os dois materiais

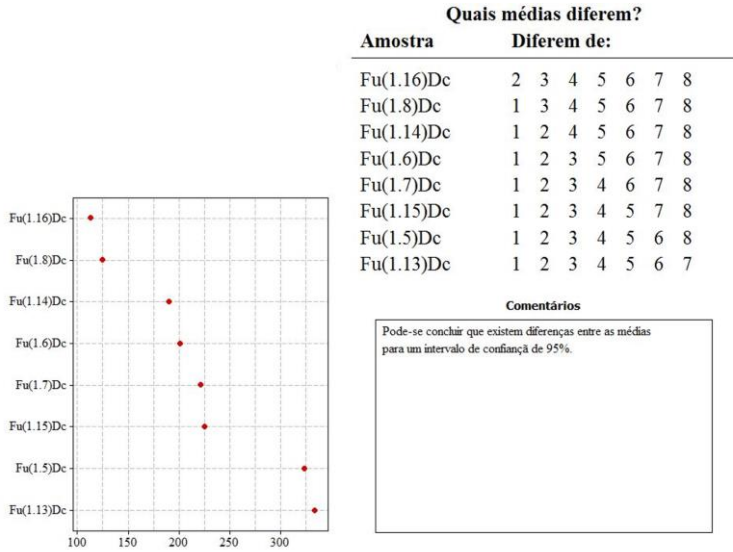
Teste de hipótese da força de usinagem para o material simples compactado com variação da velocidade de corte (100 m/min e 200 m/min), profundidade de corte (0,5 mm e 1 mm) e avanço (0,1 mm e 0,2 mm).



FONTE: Do autor.

Aplicando o teste de hipótese, conforme Montgomery e Runger [46], nos resultados obtidos em todos os ensaios para o material simples compactado, verifica-se que a média dos dados apresenta poucas diferenças significativas entre os ensaios.

Teste de hipótese da força de usinagem para o material duplo compactado com variação da velocidade de corte (100 m/min e 200 m/min), profundidade de corte (0,5 mm e 1 mm) e avanço (0,1 mm e 0,2 mm).

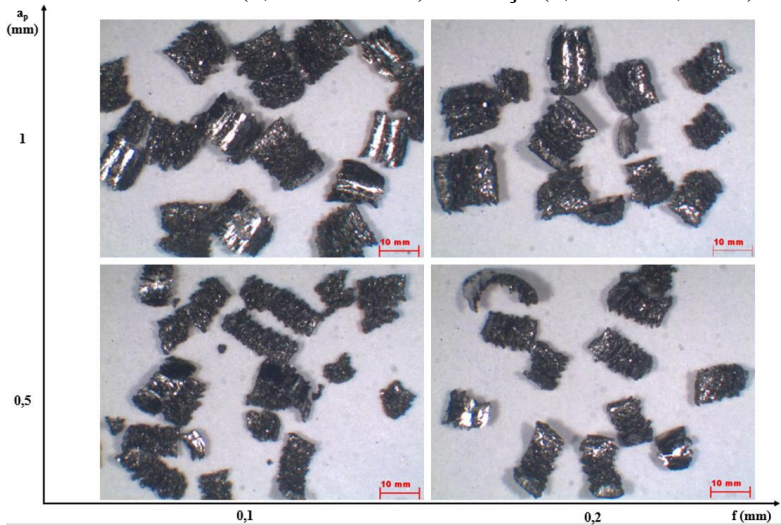


FONTE: Do autor.

Aplicando o teste de hipótese, conforme Montgomery e Runger [46], nos resultados obtidos em todos os ensaios para o material duplo compactado, verifica-se que a média dos dados apresenta poucas diferenças significativas entre os ensaios.

APÊNDICE F – Tipos e formas dos cavacos com a variação dos parâmetros de corte e rotas de fabricação do material

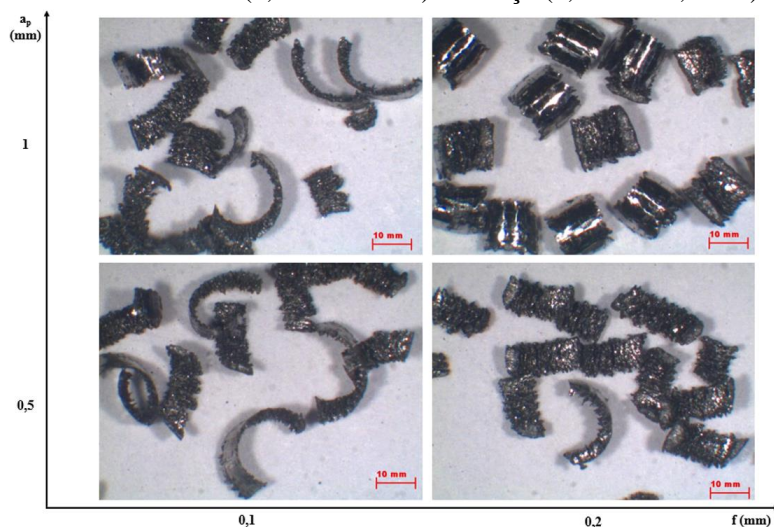
Tipo e forma do cavaco para o material simples compactado, mantendo a velocidade de corte fixa em 200 m/min e variando a profundidade de corte (0,5 mm e 1mm) e avanço (0,1 mm e 0,2 mm).



FONTE: Do autor.

Nota-se que a variação da profundidade de corte e avanço acarretou um tipo de cavaco lamelar e em forma de vírgula. O tipo e forma do cavaco foram influenciados pela porosidade e descontinuidade da matriz do material simples compactado. Devido a estas circunstâncias, o cavaco originado durante a usinagem é curto.

Tipo e forma do cavaco para o material duplo compactado, mantendo a velocidade de corte fixa em 200 m/min e variando a profundidade de corte (0,5 mm e 1mm) e avanço (0,1 mm e 0,2 mm).



FONTE: Do autor.

Nota-se que a variação da profundidade de corte e avanço acarretou um tipo de cavaco lamelar e em forma de vírgula. Entretanto, comparando-se a forma do cavaco do material simples compactado, em relação ao material duplo compactado, a forma do cavaco muda, aproximando-se da forma espiral. A mudança da forma do cavaco para o material duplo compactado está relacionada à rota de fabricação, devido à diminuição da porosidade e descontinuidade de matriz. Porém, o aumento da resistência mecânica do material duplo compactado favorece a formação de cavaco em forma de espiral.